

INSTITUTO DE PESQUISAS ENERGÉTICAS E NUCLEARES
SECRETARIA DA INDÚSTRIA, COMÉRCIO, CIÊNCIA E TECNOLOGIA
AUTARQUIA ASSOCIADA À UNIVERSIDADE DE SÃO PAULO

**ESTUDO TERMOHIDRÁULICO DE UM ELEMENTO COMBUSTÍVEL TIPO
MTR VISANDO À CONSTRUÇÃO DE UM DISPOSITIVO DE IRRADIAÇÃO**

HÉLIO BOEMER DE OLIVEIRA CORAGEM

Dissertação apresentada ao Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares como parte dos requisitos para obtenção do grau de "Mestre - Área Tecnologia Nuclear".

Orientador: Dr. Georgi Lucki

INSTITUTO DE PESQUISAS ENERGÉTICAS E NUCLEARES

Secretaria da Indústria, Comércio, Ciência e Tecnologia
Atarquia Associada a Universidade de São Paulo

ESTUDO TERMOHIDRÁULICO DE UM ELEMENTO COMBUSTÍVEL TIPO MTR. VISANDO À CONS- TRUÇÃO DE UM DISPOSITIVO DE IRRADIAÇÃO

Hélio Boemer de Oliveira Coragem

Dissertação apresentada ao Instituto de
Pesquisas Energéticas e Nucleares como
parte dos requisitos para obtenção do
grau de

"Mestre - Área Tecnologia Nuclear"

Orientador: Dr. Georgi Lucki



São Paulo

1980

A

minha esposa
e filhos

AGRADECIMENTOS

Agradeço a todos que, direta ou indiretamente, colaboraram na execução deste trabalho. Em particular, agradeço às seguintes pessoas e instituição:

Prof. Dr. Georgi Lucki, pela orientação na realização deste trabalho.

Prof. Joel Alvarenga de Sousa, Gerente do COURP-AOMRP, pelo apoio recebido.

Sr. Superintendente do Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares pela oportunidade de realizar o presente trabalho.

À minha esposa Eleni Maria Marinângelo Coragem, pelo incentivo recebido e trabalho de datilografia.

ESTUDO TERMOHIDRÁULICO DE UM ELEMENTO COMBUSTÍVEL TIPO MTR
VISANDO À CONSTRUÇÃO DE UM DISPOSITIVO DE IRRADIAÇÃO

R E S U M O

Este trabalho apresenta o estudo termohidráulico de um elemento combustível tipo MTR como requisito básico para se desenvolver o projeto de um dispositivo de irradiação para testes de elementos combustíveis.

Desenvolveu-se para este fim o programa de computador "THERMO" que faz todos os cálculos termohidráulicos simulando diversas condições de refrigeração e potência no elemento combustível.

Utilizando-se termopares para medidas de temperatura do fluido refrigerante através do caroço do reator LEAR-1, obtiveram-se alguns dados experimentais que foram comparados com a teoria utilizada neste estudo.

Fez-se também um esboço do projeto de um dispositivo de irradiação e do seu sistema de segurança.

ABSTRACT

THERMOHYDRAULIC STUDY OF A MTR FUEL ELEMENT AIMED AT THE CONSTRUCTION OF AN IRRADIATION FACILITY

A thermohydraulic study of a MTR fuel element is presented as a basic requirement for the development of an irradiation facility for testing fuel elements.

A computer code named "THERMO" has been developed for this purpose, which can simulate different working conditions, such as, cooling, power levels and neutron flux, performing all pertinent thermohydraulic calculations.

Thermocouples were used to measure the temperature gradients of the cooling fluid throughout the LEAR-1 reactor core. All experimental data are in good agreement with the theoretical model applied in this work.

Finally a draft of the proposed facility and its safety system, is presented.

Í N D I C E

	pág.
Introdução	1
1- Descrição do IEAR-1	3
1.1- Piscina do reator	6
1.2- Carcaço do reator	8
1.3- Características de funcionamento	11
1.4- Elementos combustíveis e refletores	11
1.4.1- Elementos combustíveis normais	11
1.4.2- Elementos combustíveis de controle	14
1.4.3- Refletores	14
1.5- Sistema de refrigeração do reator	16
1.5.1- Circuito primário	18
1.5.2- Circuito secundário	19
1.6- Instrumentação e controle do reator	20
2- Cálculo termohidráulico e caracterização do sistema estudado	21
2.1- Distribuição da temperatura no refrigerante ao longo de um elemento combustível	21
2.2- Geração de calor no combustível	24
2.2.1- Energia liberada na fissão	24
2.2.2- Geração volumétrica de calor no combustível	26
2.3- Distribuição de potência produzida em um elemen- to combustível	27
2.4- Fator de fluxo	31
2.5- Estudo de um canal de refrigeração	36
2.6- Efeito do número de Reynolds na transmissão de calor, no escoamento plenamente estabelecido ...	39

	pág.
2.7- Cálculo da temperatura na superfície da placa combustível	44
2.8- Cálculo da temperatura de ebulição ao longo do canal	47
2.8.1- Cálculo da temperatura de saturação da á- gua	47
2.8.2- Cálculo da temperatura de sobreaquecimento	49
2.9- Método de cálculo	51
2.9.1- Cálculo do ponto mais quente	51
3- Descrição do dispositivo de irradiação e seu sis- tema de segurança	53
3.1- Dispositivo de irradiação	53
3.1.1- Câmara de irradiação	53
3.1.2- Tubulação	55
3.1.3- Tanque de detecção	55
3.1.4- Conjunto motor-bomba	58
3.1.5- Válvula para regular a vazão	58
3.1.6- Medidor de vazão da água	58
3.1.7- Medição de temperatura	58
3.1.8- Detector de radiações	59
3.2- Sistema de segurança	59
Apêndice A- Comportamento da pressão dentro do canal refrigerante	63
Apêndice B- Constantes físicas da água	68
Apêndice C- Programa "THERMO", tabelas e gráficos das temperaturas ao longo de um canal de re- frigeração	69
Apêndice D- Comprimentos, secções e diâmetros hidráu- licos de um elemento combustível normal .	102

	pág.
Apêndice E- Dados experimentais: medidas de temperatura do refrigerante, água, através do caroço do reator	103
Conclusão	106
Bibliografia	107

LISTA DAS TABELAS

I- Distribuição aproximada da energia da fissão	25
C- Tabelas da distribuição das temperaturas ao longo de um canal.	
C-1 $\phi = 5 \times 10^{12} \text{ n/cm}^2 \text{ s}$	75
C-2 $\phi = 12,5 \times 10^{12} \text{ n/cm}^2 \text{ s}$	81
C-3 $\phi = 25 \times 10^{12} \text{ n/cm}^2 \text{ s}$	87

LISTA DAS FIGURAS E GRÁFICOS

I.1- Vista isométrica	4
I.2- Vista isométrica	5
I.3- Vista de topo da piscina	7
I.4- Configuração atual	9
I.5- Vista do caroço do IEAR-1	10
I.6- Elemento combustível	12
I.7- Elemento combustível de controle	15
I.8- Fluxograma esquemático do sistema de refrigeração do reator IEAR-1	17

	pág.
2.1a- Canal refrigerante	22
2.1b- Variações longitudinais das temperaturas do re- frigerante e superfície do combustível	22
2.2- Distribuição do fluxo de neutrons térmicos à 2MW	28
2.3- Distribuição do fluxo de neutrons em um reator com refletor	29
2.4- Sistema de orientação adotado	29
2.5- Distribuição do fluxo axial de neutrons térmicos	34
2.6- Relação entre o fluxo de neutrons e o fluxo ca- lorífico	35
2.7- Elemento combustível	37
2.8a- Perfil de velocidades	41
2.8b- Distribuição de velocidades e variação da con- dutância por unidade de área perto da entrada de um tubo, no caso de um fluido em escoamento turbulento	41
2.9- Coeficiente de película	42
2.10- Propriedades da água	45
2.11- Temperatura de saturação da água	48
2.12- Temperatura de sobreaquecimento	50
3.1- "Loop" de água - Diagrama esquemático	54
3.2- Ante-projeto da câmara de irradiação	56
3.3- Localização da câmara de irradiação na placa ma- triz	57
3.4- Sistema de segurança do dispositivo	61
A-1 Pressão hidrostática sobre um elemento combustí- vel situado na placa matriz	66
A-2 Tipos de perda de carga devido à mudança da área de escoamento	66

	pág.
A-3 Perda de carga ao longo do canal refrigerante ...	67
C- Gráficos da distribuição das temperaturas ao longo de um canal.	
C-1 $\phi = 5 \times 10^{12} \text{ n/cm}^2 \text{ s}$	93
C-2 $\phi = 12,5 \times 10^{12} \text{ n/cm}^2 \text{ s}$	96
C-3 $\phi = 25 \times 10^{12} \text{ n/cm}^2 \text{ s}$	99
E-1 Distribuição da temperatura da água através do caroço do reator	105

INTRODUÇÃO

Cogita-se há muito tempo a fabricação de elementos combustíveis no Centro de Metalurgia Nuclear do Instituto de Pesquisas Energéticas e Nucleares, para uso no reator nuclear IEAR-1.

Esses elementos seriam do tipo MTR (Material Testing Reactor) feitos com urânio enriquecido e encamisados em alumínio.

Antes de serem utilizados normalmente, eles passam por uma série de testes de controle de qualidade em condições estáticas, não se tendo uma idéia do seu comportamento durante uma irradiação no caroço do reator.

Para sabermos com certeza o que se passa com um elemento combustível durante uma irradiação, deveríamos ter um dispositivo que simulasse as condições reais de funcionamento assim como, condições adversas que raramente acontecem.

Este trabalho propõe dar uma idéia, do ponto de vista teórico, do que se passa com um elemento combustível quando em funcionamento.

Para isto foi desenvolvido neste trabalho um estudo termohidráulico do elemento combustível do IEAR-1 e o ante-projeto de um "loop" de água para testes desse tipo.

O estudo termohidráulico é necessário para se determinar com uma boa margem de segurança, a vazão do fluido refrigerante através do elemento combustível, sem que haja o perigo de fusão do mesmo.

O "loop" de água permitirá a irradiação de elementos combustíveis ou parte deles com toda segurança, sendo possível detectar qualquer anomalia.

A primeira parte do trabalho faz uma descrição do reator IEAR-1 onde será desenvolvido este projeto.

A segunda parte caracteriza o sistema estudado, ou seja, um elemento combustível tipo MTR de placas planas paralelas e fornece algumas noções de cálculos termohidráulicos. Segundo essa teoria podemos calcular a vazão mínima necessária para refrigerar um elemento combustível em diversas condições de operação do reator.

A terceira parte deste trabalho apresenta um ante-projeto do dispositivo de irradiação tipo "loop" de água e o seu sistema de segurança, cujo projeto final será desenvolvido em trabalhos posteriores.

Os apêndices apresentam diversos itens que foram úteis durante a realização deste trabalho, assim como alguns resultados de medidas experimentais de temperaturas da água através do caroço do reator e sua comparação com a teoria.

1- DESCRIÇÃO DO IEAR-1

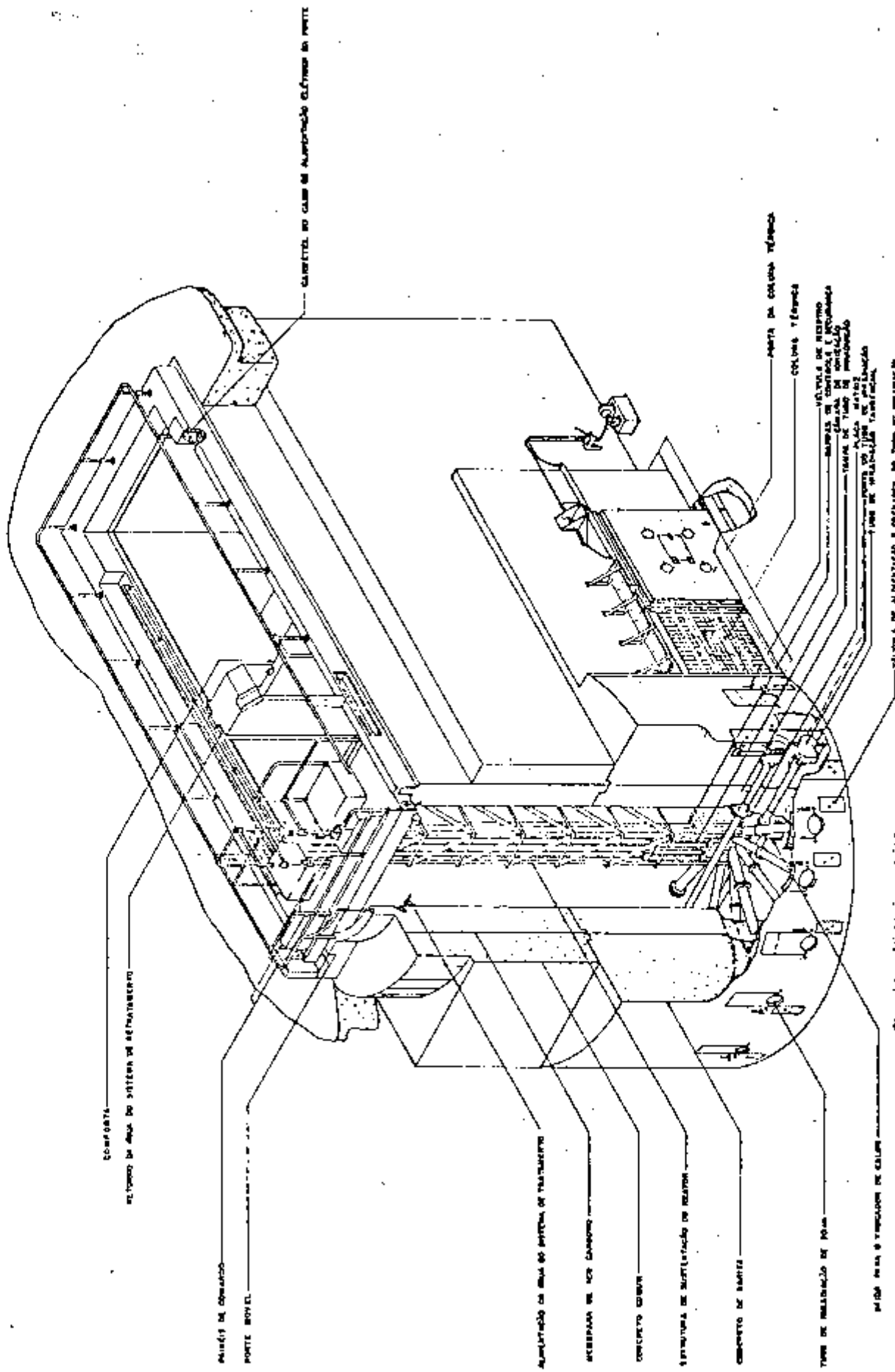
O IEAR-1 é um reator de pesquisa que utiliza água leve como blindagem, moderador e fluido refrigerante. (fig. 1.1 e fig. 1.2).

A sua finalidade é a do estudo de física de reatores, efeitos da radiação em materiais, engenharia de reatores, produção de radioisótopos com aplicação nas pesquisas biológicas, médicas e industriais, assim como o treinamento de pessoal especializado.

Por ser do tipo piscina o IEAR-1 possui grande flexibilidade de operação e fácil acesso ao caroço. Entende-se por caroço, ou núcleo do reator, o conjunto de elementos combustíveis, sustentados por uma placa matriz (fig. 1.5).

Em reatores do tipo piscina o fluxo de neutrons térmicos é relativamente alto (10^{13} neutrons/cm².s), havendo geração de calor em um pequeno volume, restrito ao caroço do reator. Esse calor é retirado do caroço por meio da convecção, natural ou forçada, da água que atua como fluido refrigerante.

Em reatores de pesquisa, por ser a geração de calor um meio e não um fim, ao contrário dos grandes reatores de potência, não é necessário escolher materiais que suportem altas pressões e temperaturas e sim obter uma boa refrigeração dos elementos combustíveis, evitando-se desta forma qualquer dano que possa ocorrer com os mesmos.



CONCRETO
 sistema de apoyo de sistema de tratamiento

ANILLO DE OPERACION
 PONTE MOVIL

CARRETERA EN CASO DE ALIMENTACION ELECTRICA EN PONTE

ALIMENTACION DE AGUA DE SISTEMA DE TRATAMIENTO

RECUBRIMIENTO DE PVC CARBONO

CONCRETO GRUPO

ESTRUCTURA DE SUSTENTACION DE REACTOR

CONCRETO DE BASE

TUBO DE MANTENIMIENTO DE PUNA

PUERTA DE COLUMNA REFRESCA

COLUMNAS REFRESCA

VALVULA DE RETORNO

CUBIERTA DE MANTENIMIENTO

VALVULA DE ALIMENTACION Y OPERACION DE TUBO DE INSULACION

PUERTA DE MANTENIMIENTO DE COLUMNA

Fig. 1.1 Vista isométrica

1.1 PISCINA DO REATOR

Esta piscina, revestida de aço inoxidável (tipo AISI-304) contém um volume de 272 m^3 , tem uma profundidade de 10m e está dividida em dois compartimentos: compartimento de operação e compartimento de armazenagem. (Fig. 1.3).

No compartimento de operação existem duas posições de se operar o reator.

Na posição "A", o reator opera em potências que vão até 200 KW utilizando-se para refrigeração somente a convecção natural, e potências de 200 KW à 2000 KW utilizando-se da refrigeração por meio de convecção forçada.

Nesta posição o caroço está cercado por tubos colimadores para a obtenção de feixes de neutrons na parte externa do reator, e está sobre a saída de água do circuito de refrigeração.

Na posição "B", o caroço está em frente à coluna térmica de grafite e outros dois tubos colimadores. Nesta posição, o reator pode operar até uma potência de 200 KW e é refrigerado por convecção natural.

O caroço do reator pode ser movimentado para a posição "C" quando for necessário o esvaziamento do compartimento de operação para manutenção ou reformas, já que os dois compartimentos podem ser separados por uma comporta estanque.

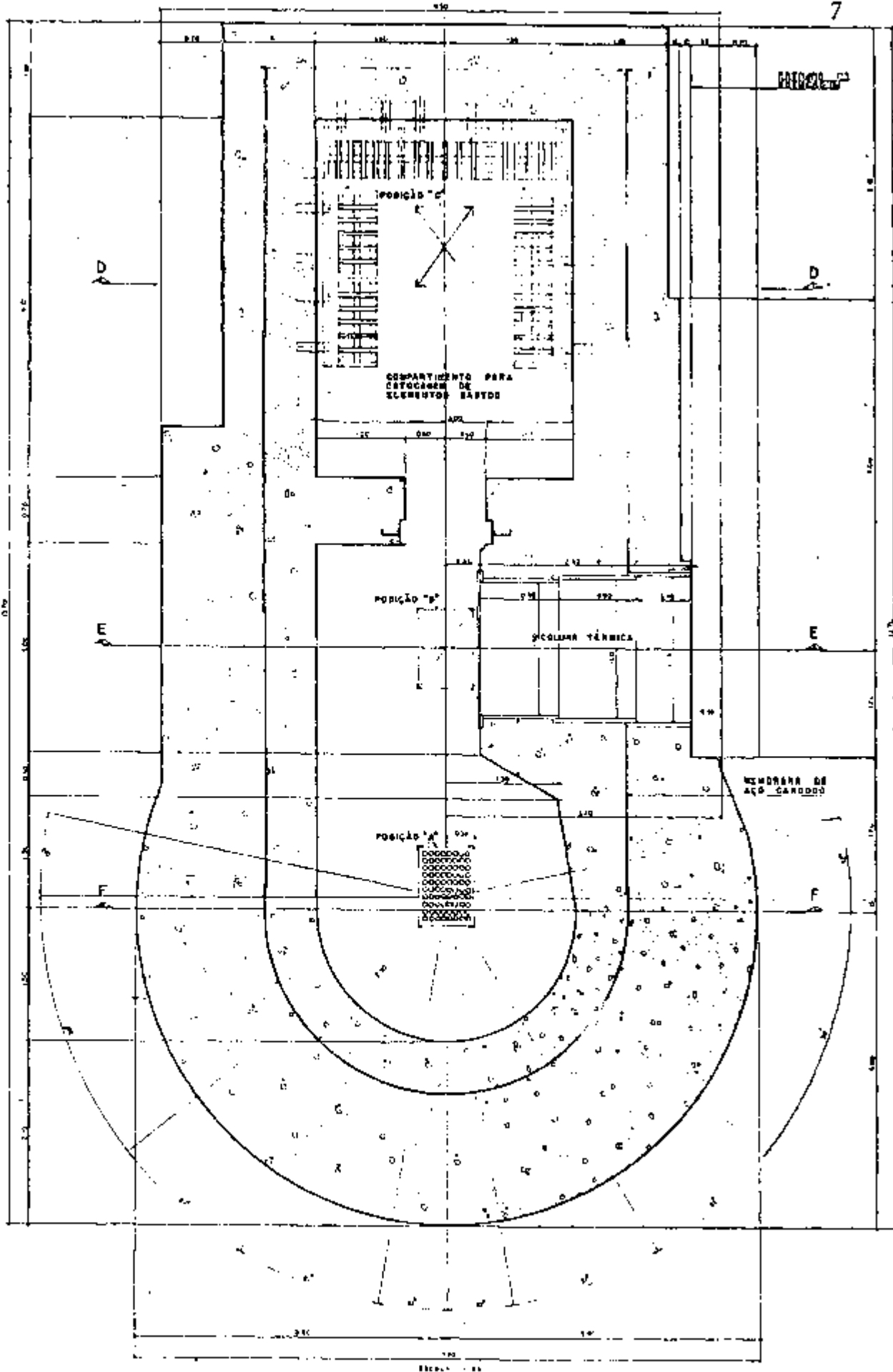


Fig 1.3 - Viste de Topo da Piscina

1.2 CAROÇO DO REATOR

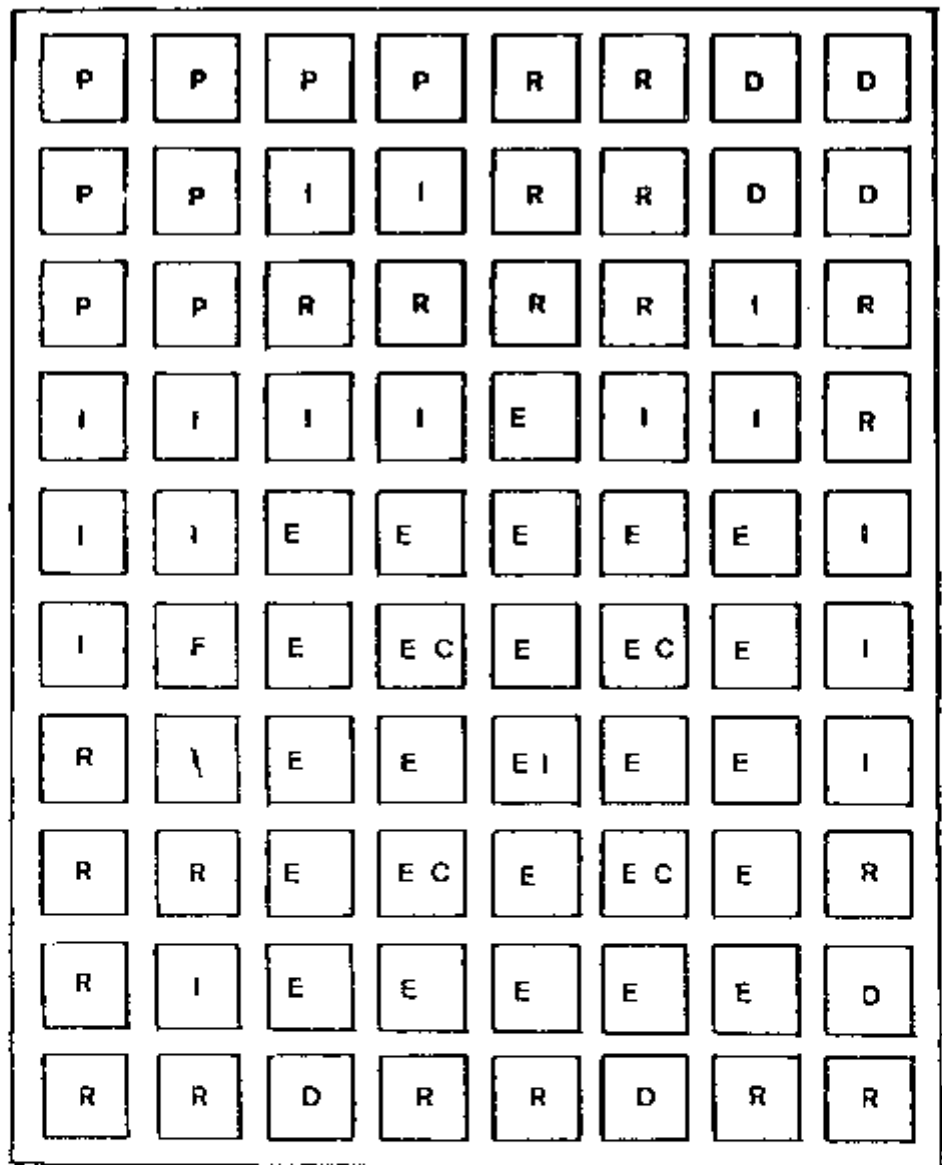
O caroço do reator IEAR-1 nas condições atuais de funcionamento é constituído por um arranjo de 25 elementos combustíveis, sendo 21 elementos normais e 4 elementos de controle. (Fig. 1.4).

Cada elemento combustível é composto de placas feitas de uma liga de urânio e alumínio, totalmente revestidos por uma camada de alumínio puro, sem nenhum tratamento, que evita o escape dos produtos de fissão, e mantém a necessária rigidez estrutural.

Utiliza-se no reator dois tipos de elementos combustíveis normal e o elemento combustível de controle. A diferença fundamental é que este último possui um número de placas inferior ao do elemento combustível normal, para dar lugar à introdução da barra absorvedora de neutrons, feita de carbeto de boro revestida de aço inoxidável, que possibilita o controle de reação nuclear em cadeia que se desenvolve no caroço.

A estrutura de sustentação do caroço é constituída por uma placa matriz, situada a 7,5 m de profundidade, com 80 furos (8x10) que servem para suportar e fixar os elementos combustíveis, refletores e elementos de irradiação. (Fig. 1.5).

Esta placa matriz é sustentada por uma treliça de alumínio, a qual por sua vez, é fixada em uma plataforma rolante acima da superfície da piscina, podendo portanto ser movimentada ao longo do comprimento da piscina.



E elemento combustivel normal

EC elemento combustivel de controle

R refletor

P plug

I elemento de irradiação

D detector

EI elemento de iridio

Fig 1.4 configuração atual

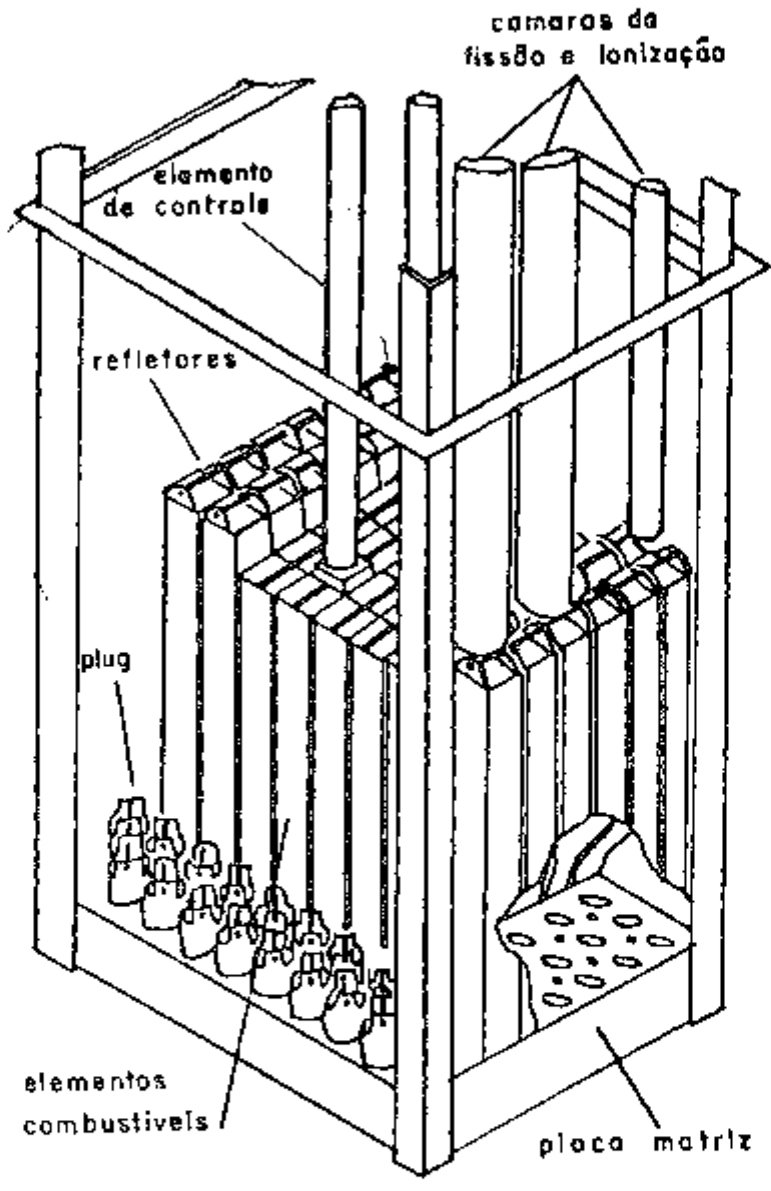


Fig 1.5 Vista do caroço do IEAR-1

Nesta plataforma estão os mecanismos de acionamento das barras de controle (1) e segurança (3) do reator, o pré-amplificador do sistema de detecção neutrônica, sensores da temperatura da água da piscina, e botoeira de "scram" (desligamento do reator). De cima desta plataforma são feitos todos os carregamentos de amostras, a inspeção visual dos elementos combustíveis antes da entrada em operação do reator e a movimentação (reposicionamento) dos elementos combustíveis para compensar o "burnup" (depleção) do U-235.

1.3 CARACTERÍSTICAS DE FUNCIONAMENTO /21/

- a) Densidade média de potência- $18,8 \text{ w/cm}^3$
- b) Potência específica média- $0,4 \text{ kw/g}$ de U-235
- c) Potência de regime- 2000 kw
- d) Fluxo térmico médio- $5,9 \times 10^{12} \text{ n/cm}^2 \cdot \text{s}$
- e) Fluxo térmico máximo- $1,28 \times 10^{13} \text{ n/cm}^2 \cdot \text{s}$
- f) Fluxo rápido máximo- $6,46 \times 10^{13} \text{ n/cm}^2 \cdot \text{s}$
- g) Coeficiente de temperatura- $7 \times 10^{-4} \text{ k/k}^\circ\text{C}$

1.4 ELEMENTOS COMBUSTÍVEIS E REFLETORES

1.4.1 Elementos combustíveis normais

Os elementos combustíveis do IEAR-1 foram fabricados pela UNITED NUCLEAR CORPORATION /25/, sendo do tipo MTR (Material testing Reactor), compostos de 18 placas planas e paralelas. (Fig. 1.6).

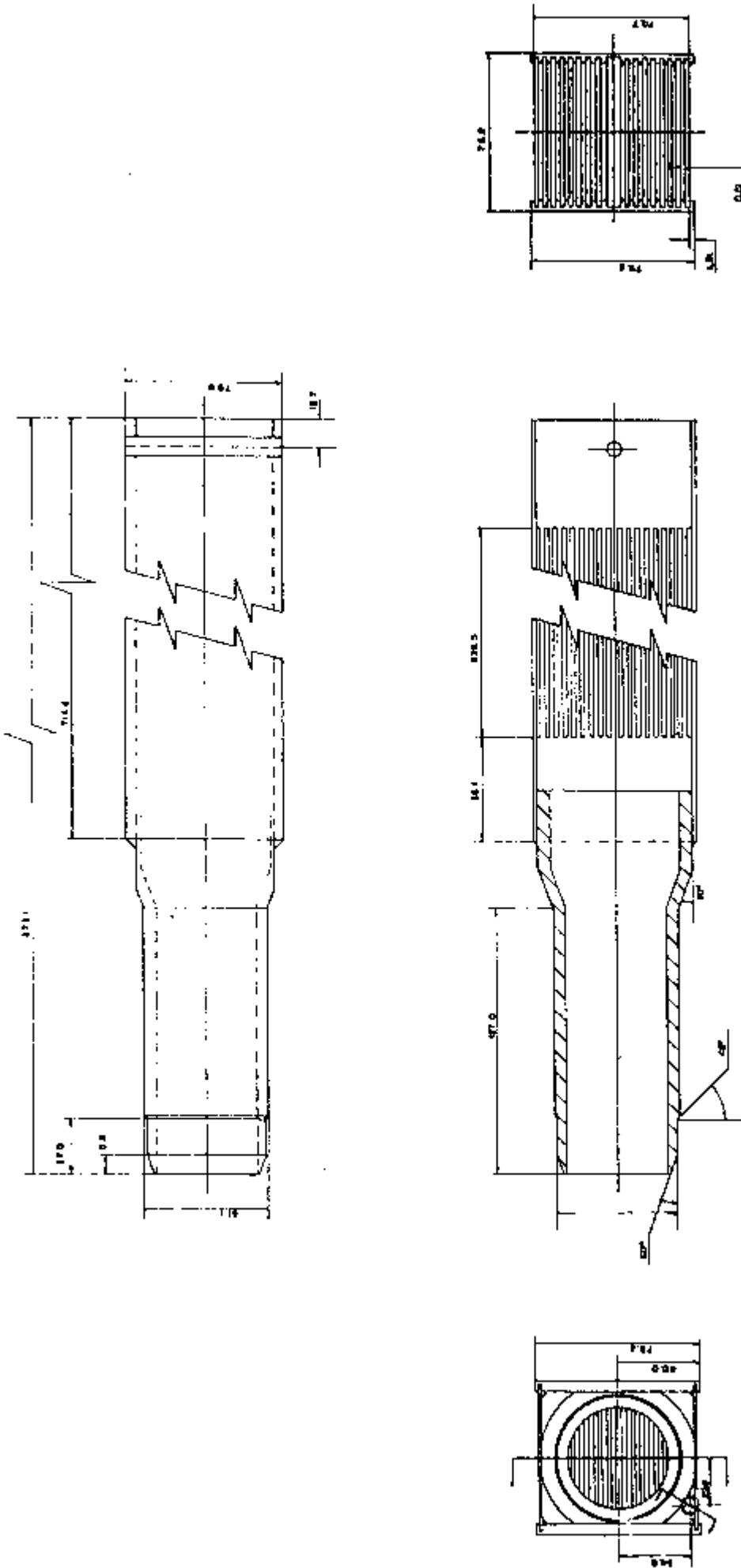


Fig 1.6 - Elemento Combust(vel
(dimensões em mm)

Estas placas são montadas mecanicamente num estojo constituído de:

- um suporte de fixação do estojo, usinado e aberto em sua parte superior.
- dois suportes verticais, com canais nas faces interiores, destinados a receber as placas.

As placas e o estojo são ligados por pontos de soldas nos cantos das extremidades superiores e no centro da borda inferior das placas exteriores. As placas combustíveis são encaixadas nos canais.

As placas são fabricadas em forma de sanduíche, tendo na região central uma liga de urânio e alumínio de espessura 0,51mm possuindo 45% em peso de urânio. Este urânio é enriquecido a 93% em U-235.

As camisas de alumínio que envolvem as placas possuem 0,51mm de espessura em cada lado, sendo portanto 1,53mm a espessura da placa. A quantidade de U-235 por placa é em média, 10,3 gramas, sendo a largura ativa e comprimento ativo entre 59,2 e 65,4 mm e entre 586 e 610 mm, respectivamente.

O estojo do elemento combustível padrão possui em torno de $80 \times 76,1 \text{ mm}^2$ de secção reta e 873,13 mm de comprimento.

Outros dados numéricos são:

- Distância entre as placas- 2,9 mm
- Espaço médio entre os elementos- 1,0 mm
- Peso de U-235 por elemento- 185 g em média
- Peso de um elemento- 5,2 kg

O número de elementos combustíveis necessários para a operação do reator depende principalmente do material usado como refletor e das condições experimentais. No IEAR-1, atualmente utiliza-se uma configuração com 25 elementos combustíveis. O caroço pode ser envolvido por todos os lados com água leve ou elementos de grafite inseridos no perímetro do mesmo.

1.4.2 Elementos Combustíveis de Controle

Os elementos são formados de 2 conjuntos de 4 e 5 placas ativas separadas por um canal destinado a deixar passar a barra de controle. Esse canal substitui aproximadamente a metade das placas combustíveis.

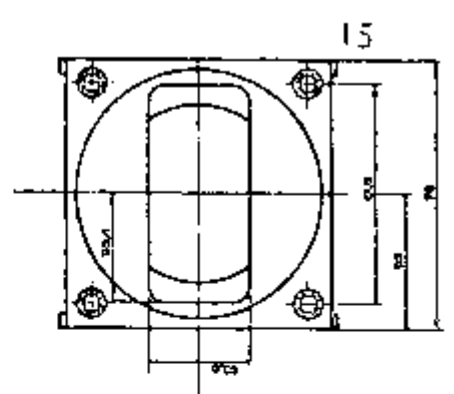
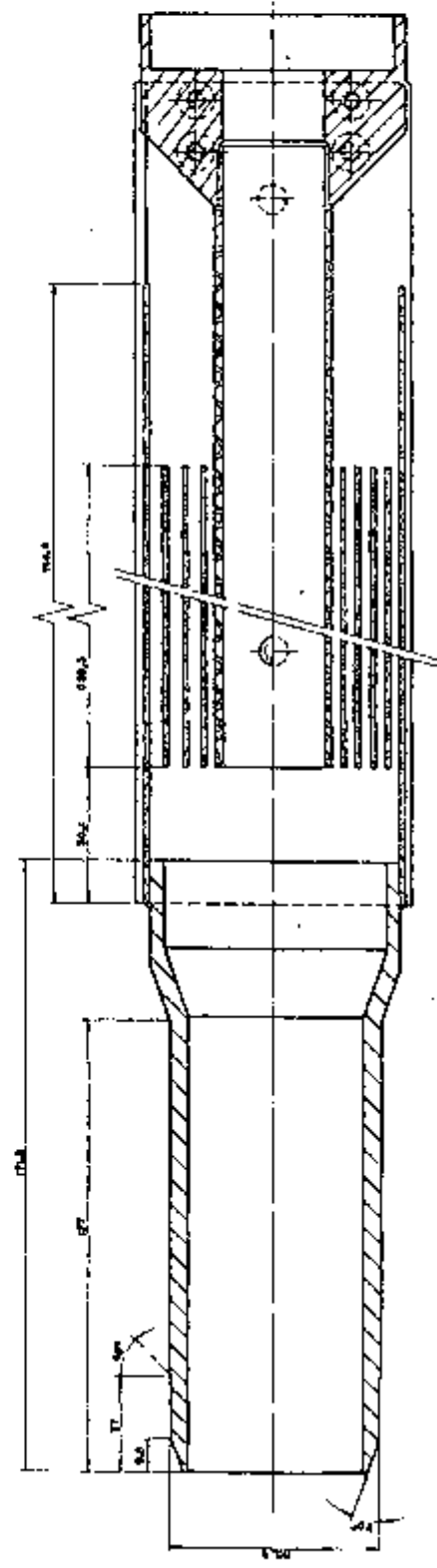
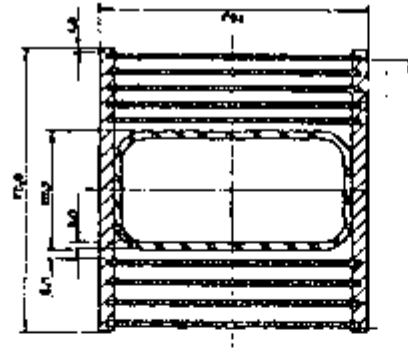
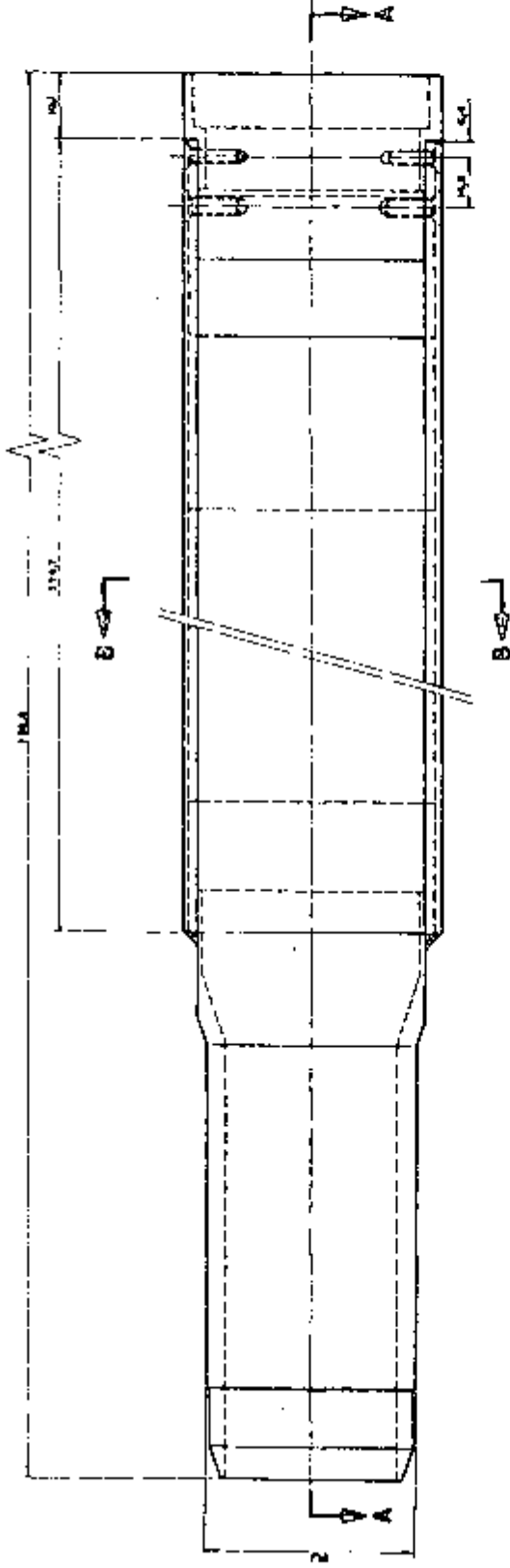
O canal é terminado em sua parte superior por dois segmentos de presilhas circulares fixas por solda destinadas a assegurar a conexão com o tubo guia da barra de controle. (Fig. 1.7).

Outros dados numéricos são:

- Distância entre a placa e o tubo guia- 2,9 mm
- Distância entre duas placas- 2,9 mm
- Peso em U-235 por elemento- 92,7 g
- Secção do tubo guia- 26,5 mm x 66,6 mm
- Espessura da placa do canal- 3,0 mm

1.4.3 Refletores

Os elementos refletores consistem de blocos de grafite encamisados em alumínio com 80 mm x 76,1 mm de secção reta e 1067 mm de comprimento.



Secco A-A

Os elementos de grafite são colocados ao redor do caroço na placa matriz, permitindo uma grande economia de neutrons por reflexão dos mesmos, exigindo assim uma massa crítica menor.

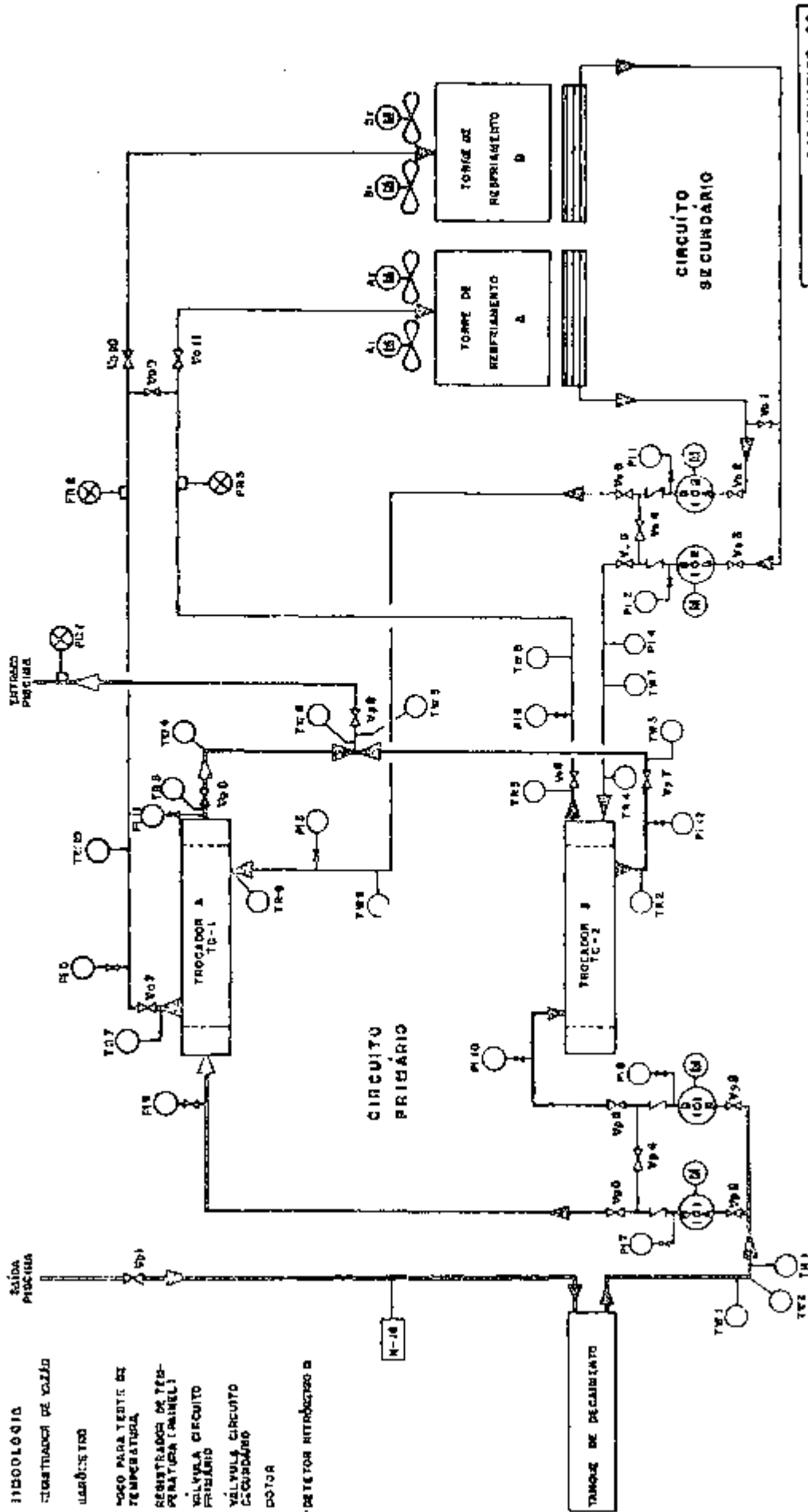
Existe um suporte na extremidade superior de tal forma a permitir o uso da haste de manuseio dos elementos combustíveis para posicionamento dos refletores na placa matriz.

1.5 SISTEMA DE REFRIGERAÇÃO DO REATOR

Este sistema que divide-se em dois circuitos, primário e secundário, tem como função remover a energia térmica gerada no caroço por fissões nucleares nos elementos combustíveis, e dissipá-la na atmosfera.

Isto é realizado pela circulação forçada da água da piscina entre as placas dos elementos combustíveis e suas partes laterais, sendo o fluxo de água dirigido do topo para a extremidade inferior dos elementos. Por meio da utilização de trocadores de calor e torres de refrigeração, esta energia é dissipada na atmosfera. (Fig. 1.8).

Quando o reator opera em potências inferiores a 200 kw, a refrigeração pode ser feita unicamente por convecção natural.



FLUXOGRAMA ESQUEMATICO DO SISTEMA DE REFRIGERACAO DO REATOR IEA-R1

Fig 1.8

- 110000010
- SUBSTITUICAO DE VALVULA
- USANDO: T10
- MOGO PARA TENTE DE TEMPERATURA
- REGISTRADOR DE TEMPERATURA (MANEL)
- VALVULA CIRCUITO PRIMARIO
- VALVULA CIRCUITO SECUNDARIO
- DOTOR
- DE TETON HIDROGENO A

CIRCUITO PRIMARIO

CIRCUITO SECUNDARIO

TORRE DE RESFRIAMENTO A

TORRE DE RESFRIAMENTO B

TANQUE DE DECAIMENTO

N-14

1.5.1 Circuito Primário

Este circuito fechado de circulação de água é o responsável pela refrigeração forçada do caroço do reator, estando em contato direto com o mesmo.

A água que atravessa os elementos combustíveis no sentido descendente é succionada por uma bomba, passa por um tanque de decaimento, por um trocador de calor e retorna novamente à piscina por meio de um difusor colocado no fundo da mesma.

O circuito primário possui duas bombas com a capacidade de $890 \text{ m}^3/\text{h}$ e que podem funcionar independentemente ou em paralelo.

Entre as bombas e o motor existem um volante cujo momento de inércia é de 29 kgf.m , suficiente para que no caso de falta de energia elétrica, a vazão de cada uma das bombas passe de $636 \text{ m}^3/\text{h}$ para $62,4 \text{ m}^3/\text{h}$, num período de 30 segundos.

Este tempo é suficiente para que a potência do reator caia de seu valor máximo para um nível de potência inferior a 200 kw , onde a refrigeração do caroço possa ser realizada por convecção natural. Em máxima potência (10 kw) as duas bombas estarão funcionando em paralelo com uma vazão total de $1306,3 \text{ m}^3/\text{h}$.

O tanque de decaimento tem por finalidade, reter a água de refrigeração forçada que sai do caroço do reator por um tempo suficiente para que haja o decaimento do nitrogênio-16, formado pela reação do oxigênio com neutrons rápidos: $^{16}_0(n,p)^{16}_3\text{N}$.

O tempo de permanência da água de refrigeração, para a vazão máxima de $1306,8 \text{ m}^3/\text{h}$ é de 74 segundos, equivalente a 10 vezes a meia vida do N-16, tempo suficiente para reduzir os riscos da radiação.

Os trocadores de calor são responsáveis pela transferência da energia térmica do circuito primário para o circuito secundário durante a refrigeração do caroço por circulação forçada e possuem uma capacidade de troca térmica de 5 Mw. A água do circuito primário recebe um tratamento desmineralizante e desionizante sendo continuamente retratada.

1.5.2 Circuito Secundário

Este circuito é composto por dois sistemas independentes mas que podem ser interligados. A função deste circuito é remover a energia térmica do circuito primário, através dos trocadores de calor, liberando-a na atmosfera por meio das torres de refrigeração.

O circuito secundário possui duas bombas com a vazão de $570 \text{ m}^3/\text{h}$, que fazem com que a água depois de passar pelos trocadores de calor, atinja as torres de refrigeração.

As torres de refrigeração em número de duas, com dois ventiladores em cada, tem a capacidade de troca térmica de 5 Mw. Cada uma delas pode receber uma vazão de $500 \text{ m}^3/\text{h}$ de água do circuito secundário. A água do circuito secundário é a de abastecimento comum da rede local, tratada com fungicidas e anti-incrustantes.

1.6 INSTRUMENTAÇÃO E CONTROLE DO REATOR

As informações referentes ao fluxo neutrônico e reação em cadeia são fornecidos pelos detetores instalados no caroço.

Os canais "wide-range" (faixa larga) e "safety n^o1" (segurança n^o1) recebem os sinais de uma câmara de fissão, o canal linear, por onde se faz o controle automático da potência, recebe os canais "safety n^o2" e "safety n^o3" recebem os sinais de duas outras câmaras de ionização não compensadas.

Além do sistema de controle do reator, existem diversos instrumentos auxiliares que permitem a centralização de todas as operações e a visualização de todas as condições operacionais, tais como informações sobre a temperatura da água dos circuitos de refrigeração primário e secundário em diversos pontos, informações sobre os níveis de radiação, vazão etc.

Existem ainda alarmes de alerta para se corrigir anormalidades e outros ligados diretamente ao circuito de "scram" (desligamento) do reator. Esse sistema atua diretamente nos circuitos magnéticos que sustentam as barras de segurança do reator, fazendo com que na presença de anormalidades estes circuitos sejam interrompidos e as barras de segurança caiam por gravidade, sendo rapidamente inseridas no caroço ocasionando uma introdução brusca de reatividade negativa e conseqüentemente o desligamento do reator, "scram".

2- CÁLCULO TERMOHIDRÁULICO E CARACTERIZAÇÃO DO SISTEMA ESTUDADO

Do estudo da térmica de reatores /9/, sabemos que um dos fatores principais que limitam a potência térmica gerada no caroço, é o material utilizado como encamisamento do combustível.

Em um reator de pesquisas tipo piscina, utilizando elementos combustíveis tipo MTR, sabemos que a presença da ebulição é um fato indesejável, pois isto faz com que piore o coeficiente de transmissão de calor, causando um superaquecimento nas placas dos elementos combustíveis podendo ocasionar uma ruptura no encamisamento, a liberação de produtos de fissão no fluido refrigerante e a contaminação do meio ambiente.

Devemos portanto manter a temperatura do fluido refrigerante abaixo da temperatura de ebulição.

2.1 DISTRIBUIÇÃO DA TEMPERATURA NO REFRIGERANTE AO LONGO DE UM ELEMENTO COMBUSTÍVEL.

Vamos considerar um canal (Fig. 2.1a) por onde passa o fluxo refrigerante removendo o calor gerado pelo combustível. A quantidade de calor por unidade de tempo, transferida para o fluido num comprimento elementar "dz" do canal será:

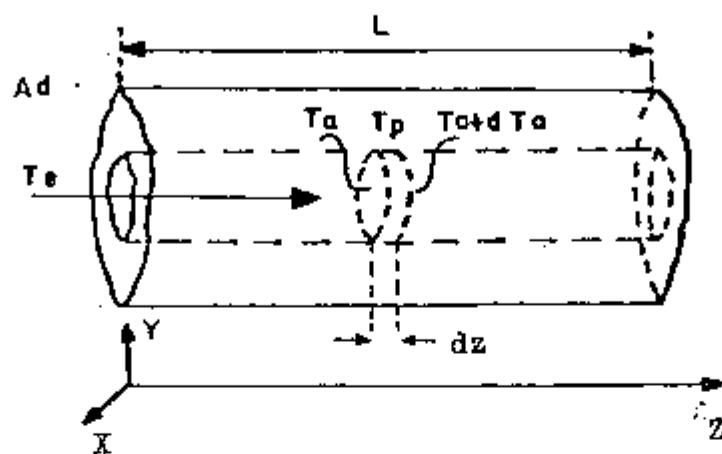


Fig 2.1a- canal refrigerante

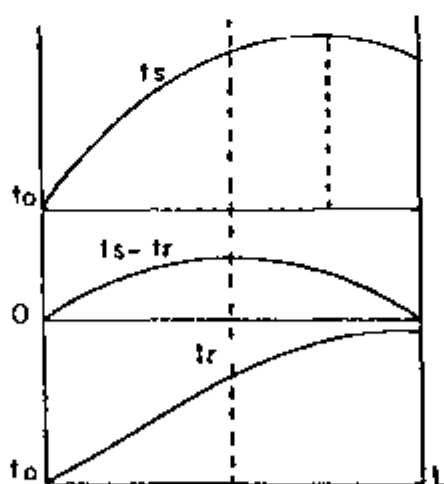


Fig 2.1b - variações longitudinais das temperaturas do refrigerante e superfície do combustível

$$dq(z) = \dot{m}C_p dt \quad (\text{eq. 2.1})$$

onde:

\dot{m} = vazão em unidades de massa.

C_p = calor específico

dt = variação de temperatura do fluido
no intervalo dz .

Para um regime permanente, admite-se, para simplificação dos cálculos, que o fluxo calorífico é normal ao fluxo do fluido e que a condução de calor no sólido, paralelamente ao fluxo refrigerante é desprezível. Temos uma boa aproximação desde que $dt/dz \ll dt/dn$, $n \perp$ eixo z . Admite-se igualmente que as secções transversais mantêm-se constantes ao longo do eixo z . Sendo $q'''(z)$ a geração térmica volumétrica no plano xy ao longo do eixo z igual à média dos valores existentes nesta secção do elemento, pode-se mostrar que a distribuição longitudinal da temperatura média do fluido refrigerante (T_a) é dada por:

$$T_a = T_0 + \frac{A_d}{V A_c C_p \rho} \int_0^z q'''(z) dz \quad (\text{eq. 2.2})$$

onde:

T_0 = Temperatura de entrada do fluido

ρ = densidade do fluido

A_D = secção transversal do sólido

A_C = secção transversal do canal

C_p = calor específico do fluido

V = velocidade média do fluido no canal

2.2 GERAÇÃO DE CALOR NO COMBUSTÍVEL

2.2.1 Energia liberada na fissão /7/

A energia resultante da fissão em reatores é dissipada em 3 processos distintos:

Tipo I : É o processo que produz energia instantaneamente, com a fissão do núcleo.

Tipo II : É o processo que ocorre após o evento da fissão, ou seja, decaimento dos produtos de fissão.

Tipo III : Representa o processo no qual não ocorre fissão, ou seja, absorção do excesso de neutrons pelo moderador, refrigerante, encamisamento, absorção pelo combustível, etc.

A quantidade de energia gerada pelo combustível durante a fissão depende do alcance exato de algumas partículas emitidas (vide tabela I), o que por sua vez é dependente dos materiais usados no reator, assim como suas configurações internas.

Tabela I
Distribuição Aproximada da energia da fissão

<u>Tipo</u>	<u>Processo</u>	<u>%E total</u>	<u>Alcance</u>
I	En. cinética dos fragmentos de fissão.	80,5	muito curto 1-2 mm
	En. cinética dos neutrons rápidos.	2,5	médio 1-30 cm
	Gama liberado na fissão.	2,5	longo 30 cm
II	En. cinética dos neutrons atrasados.	0,02	médio 1-30 cm
	En. de decaimento Beta dos produtos de fissão.	3,0	curto 2-10 mm
	Neutrinos associados com decaimento Beta.	5,0	muito longo *
	En. gama dos produtos da fissão	3,0	longo
III	Reações devidas ao excesso de neutrons mais energia de decaimento Beta e Gama devido aos produtos (n, γ)	3,5	longo e curto
Total - - - - -		100,0	

* O neutrino não dissipa energia durante a sua trajetória.

Como primeira aproximação /7/, admite-se que 90% da energia total é gerada no combustível, 4% no moderador, 5% é levada pelos neutrinos e o restante 1% é produzida nos vários materiais do reator.

A energia calorífica produzida no combustível pode ser admitida como tendo o valor aproximado de $0,90 \times 200$ ou 180 Mev por fissão.

Outros valores são 193,9 Mev e 195 Mev /9/, /18/. Para este trabalho iremos adotar este último valor por ser o mesmo mais conservativo e ter sido utilizado para os cálculos das taxas de depleção "burnup", nos reatores MELUSINE e SILOE do Centro de Estudos Nucleares de Grenoble, cujos elementos combustíveis são muito semelhantes aos do IEAR-1.

2.2.2 Geração Volumétrica de calor no combustível

A energia gerada pela fissão por unidade de volume é chamada de intensidade volumétrica de geração térmica e é dada por /7/:

$$q''' = E N \bar{V}_f \phi_{th} C \quad (\text{Watt/cm}^3) \quad (\text{eq. 2.3})$$

onde:

E = energia por fissão (Mev)

N = densidade nuclear (Núcleos/cm³)

\bar{V}_f = secção de choque microscópica (cm²)

ϕ_{th} = fluxo de neutrons térmicos (n/cm².s)

C = constante para conversão em Watts

($1,602 \times 10^{-13}$)

Como \bar{V}_f é um parâmetro característico do combustível utilizado e tipo de reator, se N_f for constante ao longo de um elemento combustível, q''' será diretamente proporcional a Φ_{th} . /17/.

2.3 DISTRIBUIÇÃO DE POTÊNCIA PRODUZIDA EM UM ELEMENTO COMBUSTÍVEL.

Admite-se /7/, /9/ que o fluxo de neutrons ao longo de um elemento combustível distribui-se de acordo com uma lei senoidal, portanto pode-se escrever:

$$q(z) = q_0 \cos \frac{\pi z}{2 l_e} \quad (\text{eq. 2.4})$$

pois a energia térmica produzida no combustível é diretamente proporcional ao fluxo de neutrons.

Sendo:

q_0 = densidade máxima de potência superficial. (W/cm^2)

l_e = altura extrapolada (fig. 2.3), na qual o fluxo se anula (l_e depende do comprimento de difusão no meio). (cm)

z = cota. (cm)

Conhecendo-se a massa de U-235 e o fluxo de neutrons térmicos (Fig. 2.2), podemos calcular a potência total produzida em um elemento combustível /18/.

$$P_e = 1,602 \times 10^{-13} \frac{N_0}{235} E_f \bar{V}_f \Phi_{th} m \quad (\text{eq. 2.5})$$

0,30	0,77	1,54	1,85	3,17	3,34	2,93	2,05	1,08	3,17
1,04	2,48	3,91	5,47	6,83	7,15	6,27	4,52	2,79	1,08
2,09	3,98	4,61	4,36	5,85	5,78	5,36	4,20	4,44	0,20
2,35	4,37	4,61	5,35	8,22	6,41	7,56	4,84	5,90	2,75
2,85	4,54	4,76	5,58	7,35	6,85	6,73	5,25	7,03	3,03
2,65	4,36	4,61	5,34	8,21	6,44	7,55	4,84	5,90	2,75
2,05	3,97	4,61	4,35	5,85	5,77	5,35	4,19	4,60	1,99
1,04	2,46	3,89	5,43	6,79	7,11	6,24	4,51	2,77	1,07

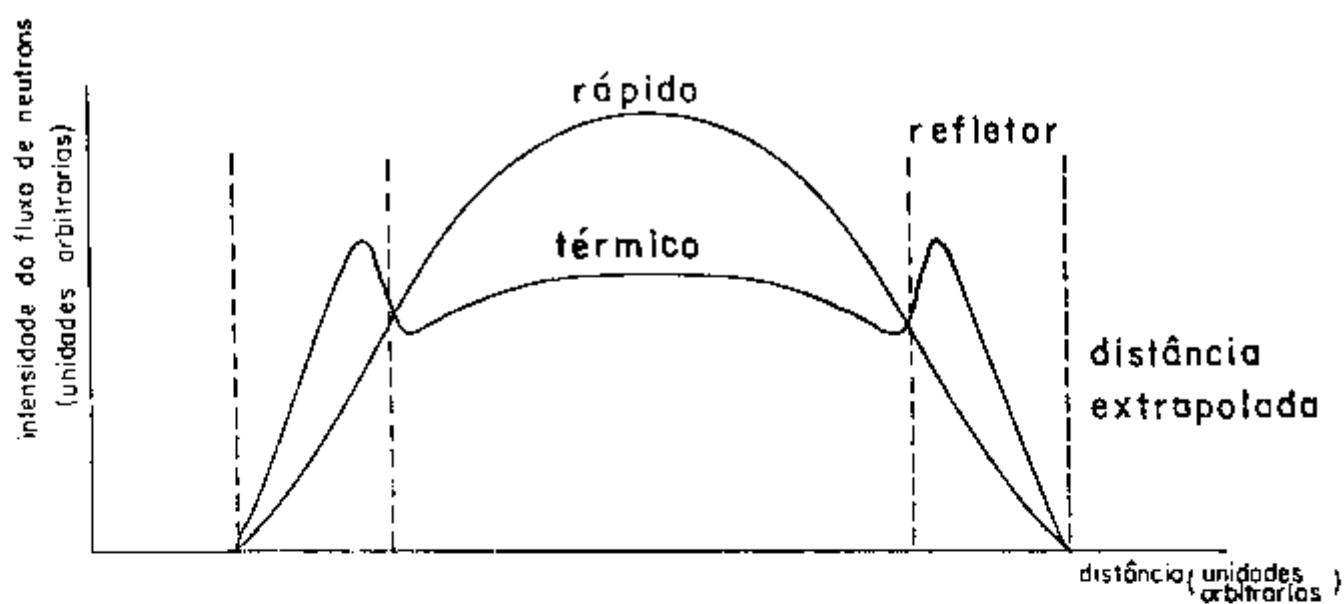


Fig 2.3 Distribuição do fluxo de neutrons em um reator com refletor

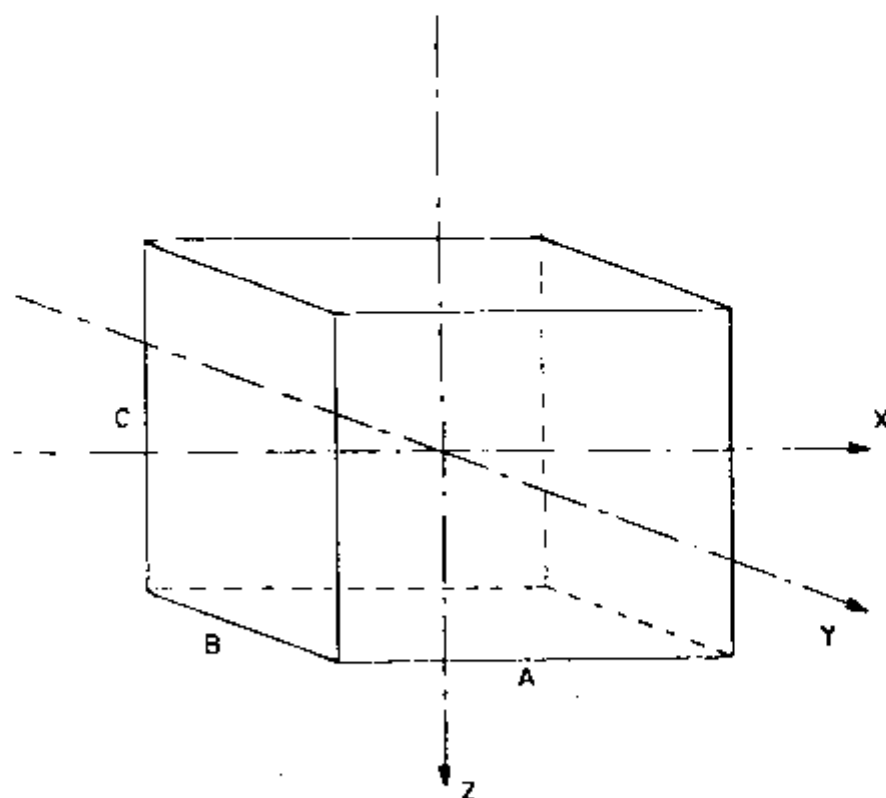


Fig 2.4 sistema de orientação adotado

onde:

P_e = Potência no elemento combustível (watts)

N_0 = N^o de Avogadro. $6,023 \times 10^{23}$

E_f = 195 (Mev)

$\bar{\nu}_f$ = $582,78 \times 10^{-24}$ (cm²)

Φ_{th} = fluxo médio de neutrons térmicos no elemento (n/cm²,s)

m = massa de U-235 do elemento (g)

A secção de choque de fissão e a energia liberada na fissão são valores adotados no relatório de segurança do reator "MELUSINE" /2/, que tem muita semelhança com o IEAR-1

Para o cálculo da densidade média de potência no elemento combustível basta dividir a potência total produzida em um elemento combustível pela área total do elemento disponível para troca de calor com o refrigerante.

Temos então:

$$q_m = P_e/A_{te} \quad (\text{eq. 2.6})$$

onde:

q_m = densidade média de potência (Watt/cm²)

P_e = potência produzida no elemento combustível (Watt)

A_{te} = área total para troca de calor do elemento combustível (cm²)

2.4 FATOR DE FLUXO

Para se avaliar a distribuição radial e axial do fluxo de neutrons térmicos e para facilitar os cálculos considerou-se o reator como sendo homogêneo /21/ e tendo como refletor a água ao seu redor.

Não se levou em conta o aumento do fluxo neutrônico na região refletora, considerou-se apenas a extrapolação do mesmo. (Fig. 2.3)

O fato do aumento do fluxo não estar representado é favorável à segurança do reator, pois este aumento faria com que o valor do fluxo médio se aproximasse do fluxo máximo.

Com a origem das ordenadas no centro do paralelepípedo (Fig. 2.4), a distribuição do fluxo de neutrons térmicos será a seguinte:

$$\phi(x,y,z) = \phi_0 \cos \frac{\pi x}{A_e} \cos \frac{\pi y}{B_e} \cos \frac{\pi z}{C_e} \quad (\text{eq. 2.7})$$

onde:

ϕ_0 = fluxo máximo no caroço

A, B, C = lados do paralelepípedo

x, y, z = coordenadas do sistema de referência.

A_e, B_e, C_e = distâncias extrapoladas, onde o fluxo se anula.

Por definição o fator de fluxo (F_k) é dado por:

$$F_k = \frac{\text{fluxo máximo}}{\text{fluxo médio}} \quad (\text{eq. 2.8a})$$

O valor médio do fluxo de neutrons no ca-
roço é dado por:

$$\phi_m = \frac{1}{V} \int^V \phi(x, y, z) dV \quad (\text{eq. 2.8b})$$

onde:

$V = A.B.C =$ Volume do paralelepípedo

$dV = dx.dy.dz =$ Volume elementar

$\phi_m =$ fluxo médio de neutrons térmicos

substituindo $\phi(x, y, z)$ temos:

$$\phi_m = \frac{\phi_0}{ABC} \int^V \left[\cos\left(\frac{\pi x}{A_c}\right) \cos\left(\frac{\pi y}{B_c}\right) \cos\left(\frac{\pi z}{C_c}\right) \right] dV$$

e obtemos a partir da Eq. 2.8a:

$$\frac{\phi_0}{\phi_m} = \frac{\pi^3}{8} \frac{A/A_c \ B/B_c \ C/C_c}{\text{sen} \frac{\pi A}{2A_c} \ \text{sen} \frac{\pi B}{2B_c} \ \text{sen} \frac{\pi C}{2C_c}} \quad (\text{eq. 2.9})$$

Para um carregamento de 25 elementos com-
bustíveis (5 x 5) do IEAR-1, temos:

$$A = 5 \times 8,1 = 40,50 \text{ cm}$$

$$B = 5 \times 7,71 = 38,55 \text{ cm}$$

$$C = 60,0 \text{ cm (comprimento da parte ativa)}$$

$$f = 8,5 \text{ cm (distância extrapolada) /20/}$$

obtemos:

$$\frac{\phi_0}{\phi_m} = 1,98$$

como ϕ é proporcional a q podemos escrever:

$$\frac{q_0}{q_m} = 1,98 \quad (\text{eq. 2.10})$$

Precisamos agora considerar os efeitos causados pela operação do reator, tais como: deformações do fluxo na direção radial e na direção axial causados pelas barras de controle e pela queima desigual do combustível.

Como iremos trabalhar na periferia do caroço do reator e com elementos com pouca ou nenhuma queima (virgens), dentro de um dispositivo de irradiação, esses efeitos podem ser desprezados.

Para se ter uma idéia de comportamento do fluxo neutrônico ao longo de um elemento combustível, comparamos a distribuição teórica do fluxo com a distribuição experimental obtida no reator B.S.R. (Fig. 2.5) /20/ (Bulk Shielding Reactor).

Nestes cálculos utilizaremos os valores de fator de fluxo obtidos em medidas de fluxo efetuados no IEAR-1, calculados em programas de computadores e obtidos em outros reatores semelhantes ao IEAR-1. (Fig. 2.6)

ϕ máximo	medido	calculado
$\frac{\phi \text{ máximo}}{\phi \text{ médio}}$	2,15 /22/	2,17 /21/

Adotaremos o valor $\phi \text{ max} / \phi \text{ med} = 2,5$ o que nos dá uma margem de segurança de 15% em relação aos valores calculados e medidos no IEAR-1.

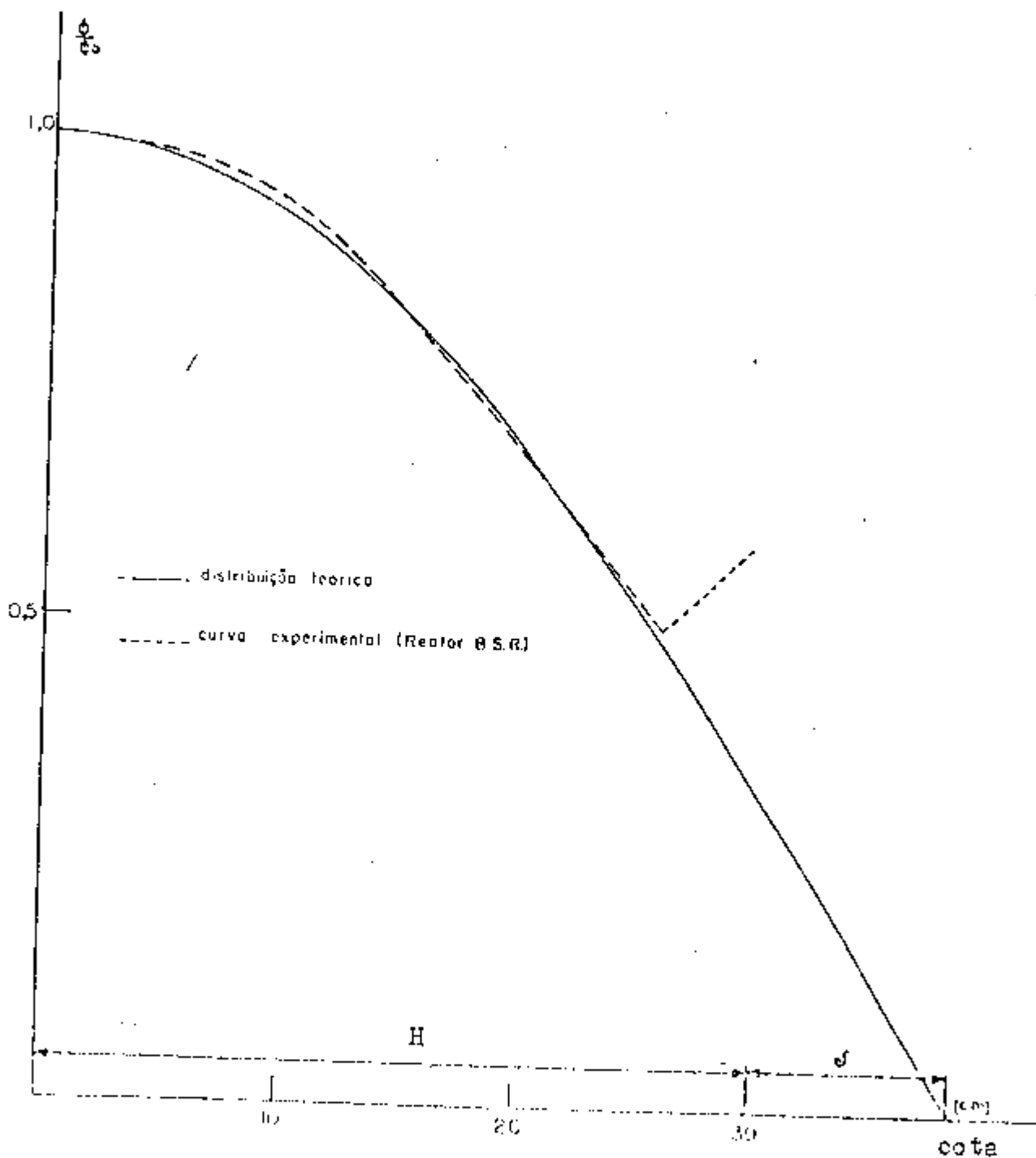


Fig 2.5 Distribuição do fluxo axial de neutrons termicos

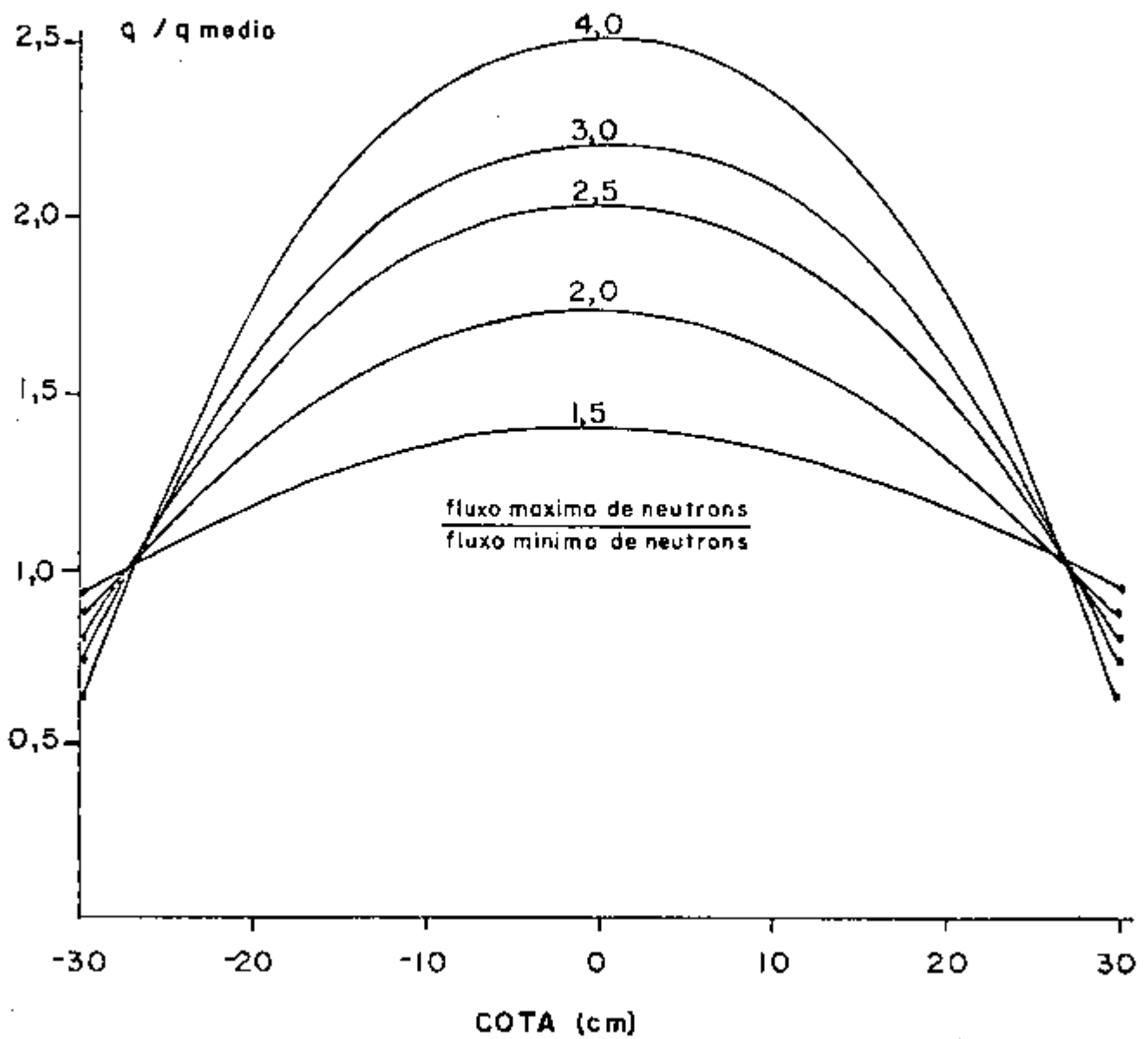


Fig 2.6 Relação entre o fluxo de neutrons e o fluxo calorífico. (Ford Nuclear Reactor)

2.5 ESTUDO DE UM CANAL DE REFRIGERAÇÃO

O elemento combustível do IEAR-1, é formado de um conjunto de 18 placas planas paralelas separadas de 0,29 cm, que constituem os canais de refrigeração do combustível. (Fig. 2.7)

Este cálculo destina-se a saber qual a vazão mínima necessária para a refrigeração do canal.

Consideraremos um canal isolado no qual o balanço térmico é escrito da seguinte forma: /12/, /13/.

$$\rho v_c (2a.2b) C_p dT_a = 2 q''(z).2a'dz \quad (\text{eq. 2.11})$$

onde:

ρ = densidade de água (g/cm^3)

v_c = velocidade de escoamento (cm/s)

C_p = calor específico da água ($\text{cal/g}^\circ\text{C}$)

$2a$ = largura do canal (cm)

$2a'$ = largura ativa da placa (cm)

$2b$ = distância entre placas (cm)

dT_a = elevação da temperatura da água entre z e $z+dz$ ($^\circ\text{C}$)

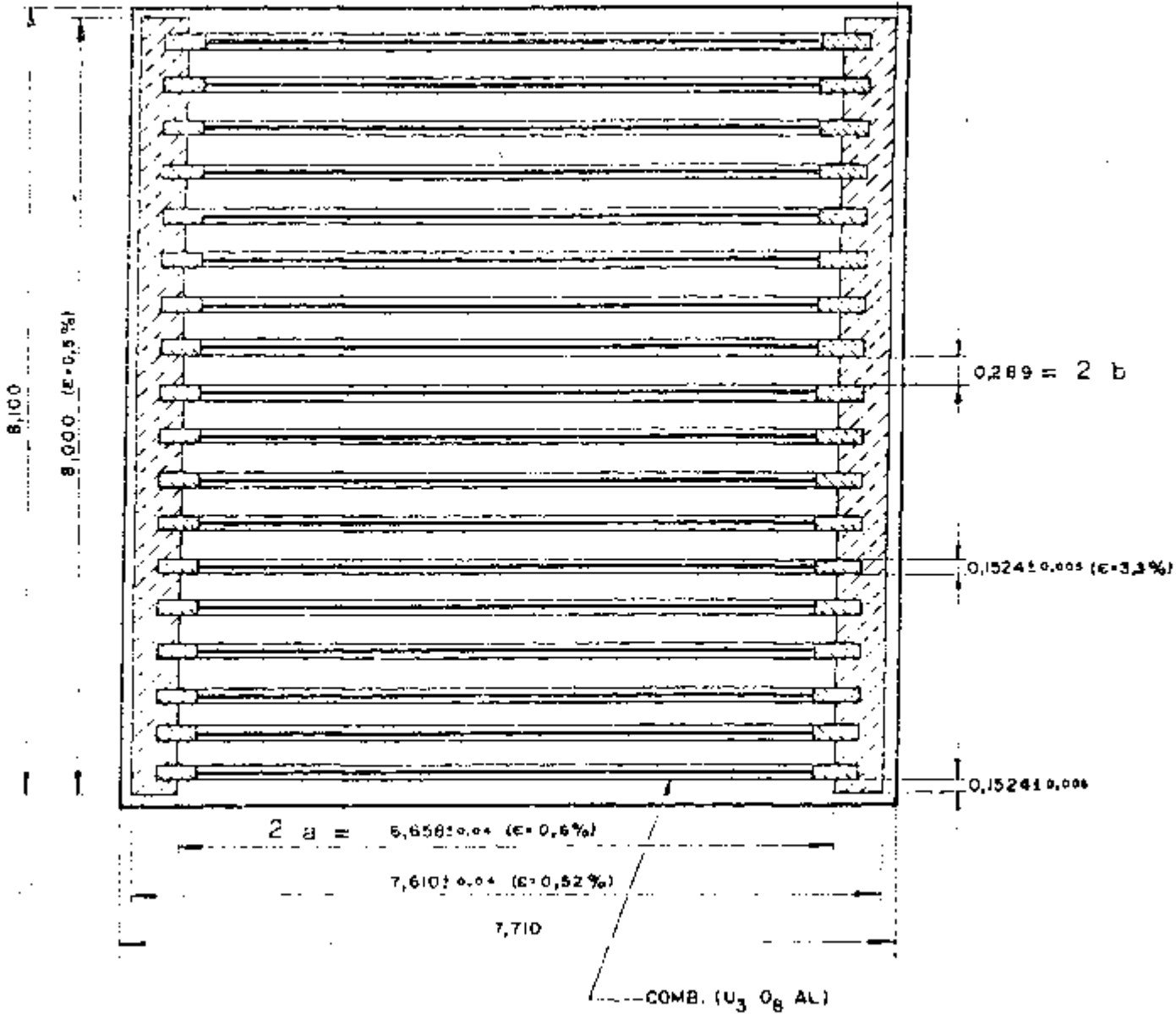
A variação axial do fluxo de calor é dada pela eq. 2.4, ou seja: $q''(z) = q_0 \cos \frac{\pi z}{2H_e}$

Substituindo-se a eq. 2.4 na eq. 2.11 e integrando-se, temos:

$$\rho v_c (2a.2b) C_p \int_{T_c}^{T_a} dT_a = 2.2a' q_0'' \int_{-H}^z \cos \frac{\pi z}{2H_e} dz$$

$0,476 \pm 0,003$ ($\epsilon = 0,4\%$)

$2 a' = 6,237$



TOTAL DE PLACAS = 18

ESPESSURA = $2,7432 \pm \sqrt{18} \cdot 0,005$ ($\epsilon = 0,77\%$)

Fig 2.7. Elemento Combustível

obtemos então:

$$T_a(z) = T_e + \frac{1}{4,18 C_p} \cdot \frac{2l_e a'}{ab} \frac{q_o'''}{V_e \rho} \left[\text{sen} \frac{\tilde{n} z}{2l_e} + \text{sen} \frac{\tilde{n} l}{2l_e} \right]$$

(eq. 2.12)

onde:

$$q_o''' = 2,5 q_m''' \quad (\text{Watt/cm}^2)$$

$$T_a(z) = \text{temperatura da água à cota } z \quad (^\circ\text{C})$$

$$T_e = \text{temperatura de entrada da água} \quad (^\circ\text{C})$$

$$2l = \text{comprimento ativo das placas} \quad (\text{cm})$$

$$l_e = \text{altura extrapolada} \quad (\text{cm})$$

Para esse estudo admitiram-se as seguintes aproximações:

- a) todo calor gerado é transferido para o refrigerante na direção normal à placa, ou seja

$$\frac{dT}{dy} = \frac{dT}{dz} = 0$$

- b) a geração térmica volumétrica é uniforme na secção transversal da placa ou seja:

$$\frac{dq'''}{dx} = \frac{dq'''}{dy} = 0$$

- c) o fluxo calorífico é igual nas placas adjacentes ao canal. Isto favorece a segurança pois o fluxo calorífico geralmente é menor nos canais adjacentes ao canal quente. /14/ (Canal quente é aquele onde existe o maior fluxo de calor em um elemento combustível).
- d) as propriedades físicas da água são praticamente constantes na secção transversal do canal.

Como os valores da densidade e do calor específico variam muito pouco com a temperatura, escolhemos os valores médios dentro do intervalo de temperatura que

iremos trabalhar, a fim de simularmos as condições extremas de funcionamento de um elemento combustível, dentro de um dispositivo de irradiação.

Temperatura de entrada (T_e) = 30°C

Temperatura de saída (T_s) = 90°C

Temperatura média (T_m) = 60°C

Sendo assim obtemos os seguintes valores para ρ e C_p (Apêndice B)

$\rho = 1,0001 \text{ (g/cm}^3\text{)}$

$C_p = 0,9887 \text{ (cal/g}^\circ\text{C)}$

2.6 EFEITO DO NÚMERO DE REYNOLDS NA TRANSMISSÃO DE CALOR, NO ESCOAMENTO PLENAMENTE ESTABELECIDO.

Para um dado fluido, o número de Nusselt $/11/$, depende primariamente, das condições de escoamento, que podem ser caracterizadas pelo número de Reynolds, $(Re) /11/$.

Para o escoamento em dutos longos, o comprimento característico do número de Reynolds, como de Nusselt (Nu) , é o diâmetro hidráulico (D_h) , ou seja:

$$Re = \frac{V D_h}{\nu} \quad (\text{eq. 2.13}) \quad Nu = \frac{h D_h}{k} \quad (\text{eq. 2.14})$$

sendo: $D_h = 4 \frac{\text{área da secção transversal de escoamento}}{\text{perímetro molhado}}$

Em dutos longos, onde os efeitos de entrada não são importantes, o escoamento é laminar quando o n° de Reynolds é inferior a 2100. No intervalo de números de

Reynolds entre 2100 e 10000, ocorre a transição do escoamento laminar para turbulento. O escoamento neste regime é chamado transitivo. Para um nº de Reynolds de cerca de 10000, o escoamento torna-se completamente turbulento. No escoamento laminar através de dutos, não há mistura das partículas fluidas mais quentes e mais frias por movimento turbilhonar e a transmissão de calor ocorre somente por condução. Como todos os fluidos, com exceção de metais líquidos, tem baixas condutibilidades térmicas, os coeficientes de transmissão de calor, também denominado coeficiente de película, no escoamento laminar são relativamente pequenos. (Fig. 2.8 e 2.9)

No escoamento transitivo ocorre uma certa quantidade de mistura por meio dos turbilhões que conduzem o fluido quente para regiões mais frias, e vice-versa. Como o movimento de mistura, mesmo que ele seja em pequena escala, acelera consideravelmente a transmissão de calor, um aumento marcante no coeficiente de transmissão de calor ocorre acima de $Re = 2100$. /11/

Em nosso caso o número de Reynolds é da ordem de 5000 sendo o escoamento quase turbulento.

Desde que o escoamento é estabelecido, para se determinar o coeficiente de transmissão de calor utilizamos a equação de Colburn /14/, adaptada para um canal retangular:

$$Nu = 0,023 Re^{0,8} Pr^{0,33} \quad (\text{eq. 2.16})$$

onde:

$$Pr = \frac{\rho c_p}{k} \quad (\text{Número de Prandtl}) /11/$$

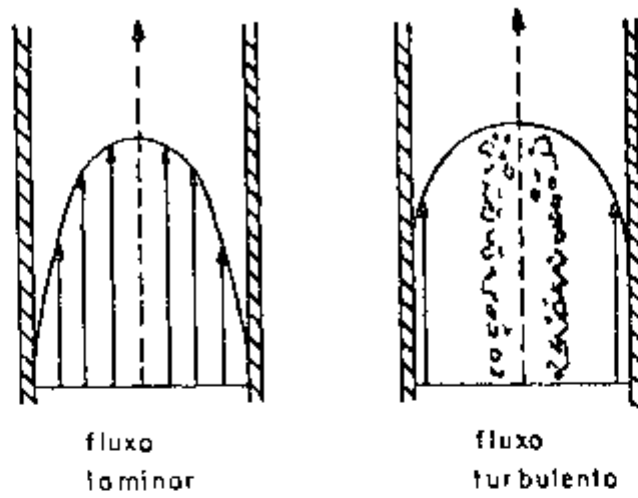


Fig 2.8a Perfil de velocidades

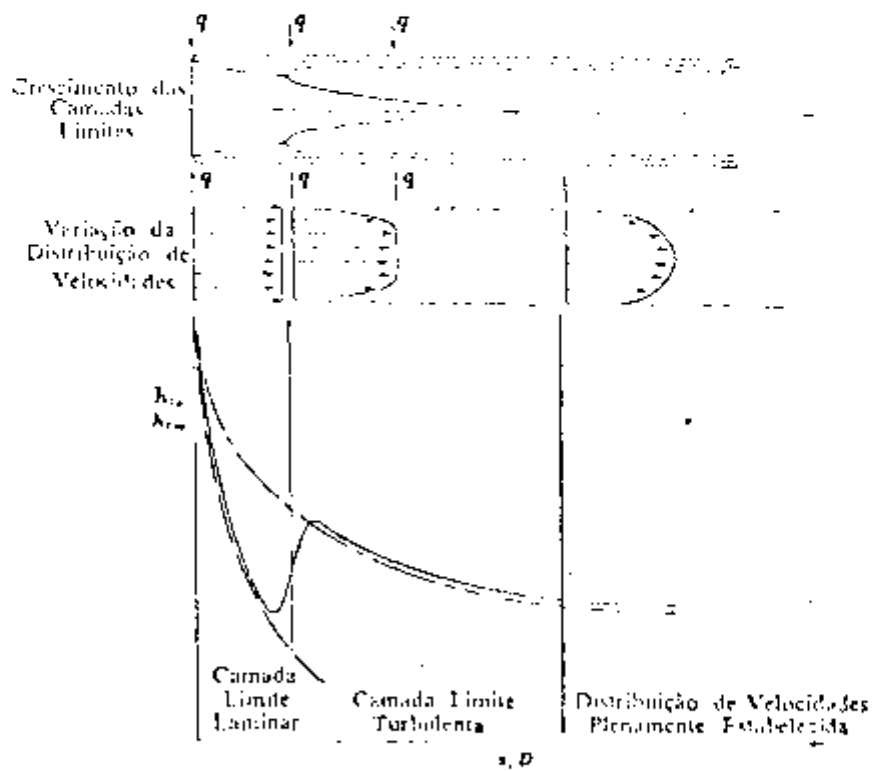


Fig 2.8b Distribuição de velocidades e variação da resistência por unidade de área perto da entrada de um tubo, no caso de um fluido em escoamento turbulento.

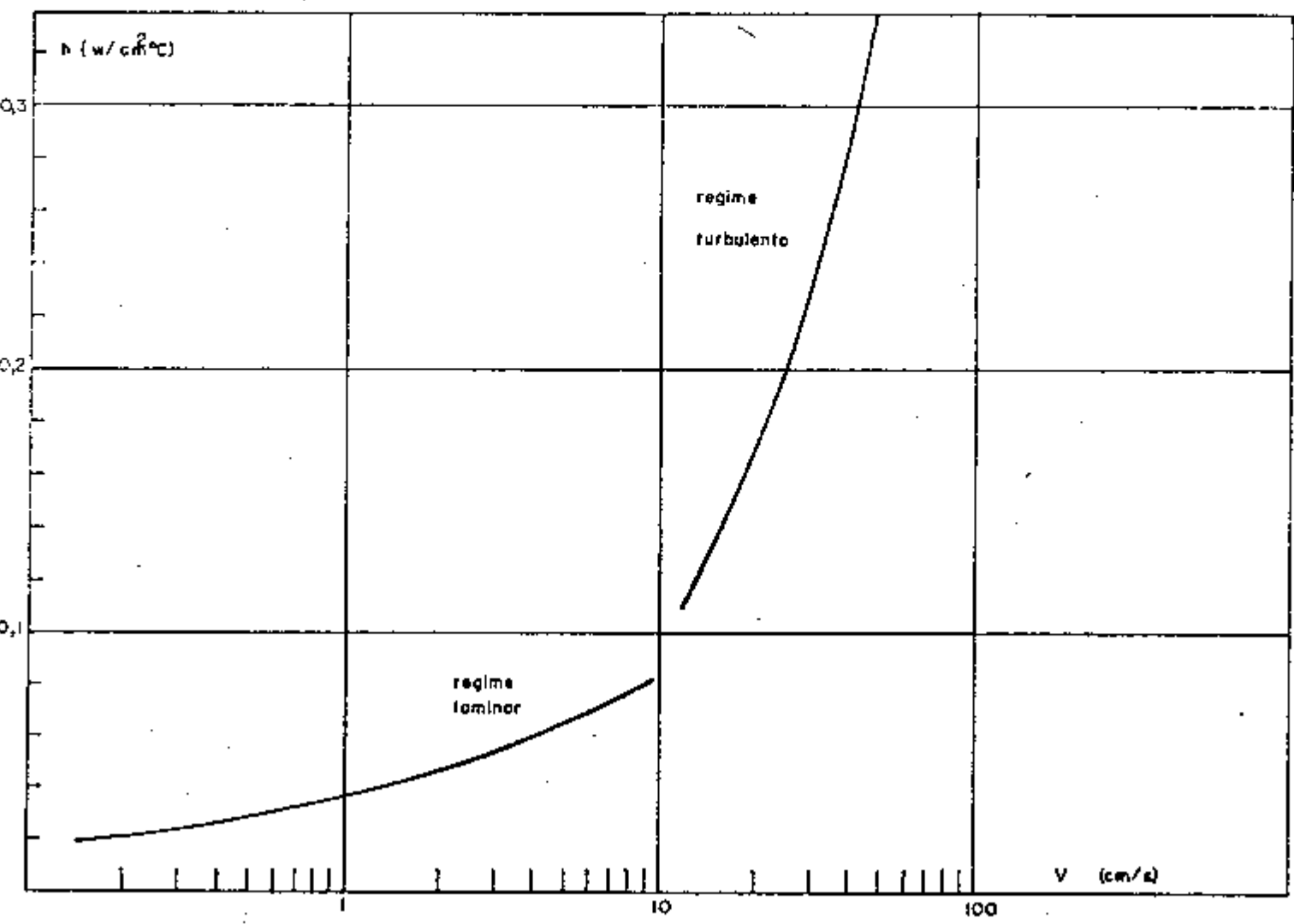


Fig 2.9 Coeficiente de película

Para considerar a variação das propriedades físicas devido ao gradiente de temperatura, elas serão avaliadas à temperatura média de película (T_f), definida como sendo a média aritmética entre a temperatura da parede do canal e a temperatura da água.

$$T_f = 0,5 (T_p + T_a) \quad (\text{eq. 2.17})$$

Substituindo na equação 2.16 os valores de Re , Pr e Nu e explicitando o h , temos:

$$h = 0,023 \rho^{0,8} k^{0,67} c_p^{0,33} \mu^{-0,47} \frac{V^{0,8}}{D_h^{0,2}}$$

$$(\text{eq. 2.18})$$

onde:

h = coeficiente de película (cal/s cm²°C)

k = condutibilidade térmica da água
(cal/s cm °C)

ρ = densidade da água (g/cm³)

μ = viscosidade dinâmica da água (g/cm s)

c_p = calor específico da água (cal/g °C)

V = velocidade de escoamento (cm/s)

D_h = diâmetro hidráulico (cm)

Podemos reunir todas as propriedades da água em uma única função variável com a temperatura:

$$k(T_f) = k_1 \rho^{0,8} k^{0,67} c_p^{0,33} \mu^{-0,47} \quad (\text{eq. 2.19})$$

onde k_1 é uma constante que nos permite exprimir k em W/cm².°C, V em m/s e D_h em mm.

$$k_1 = 6,10$$

A figura 2.10 nos mostra a função $k(T_f)$ /13/. Finalmente obtemos:

$$h = k(T_f) \frac{v^{0,8}}{D_h^{0,2}} \quad (\text{eq. 2.20})$$

que nos dá o valor do coeficiente de película para diversas temperaturas e diâmetros hidráulicos e velocidades de escoamento diferentes.

2.7 CÁLCULO DA TEMPERATURA NA SUPERFÍCIE DA PLACA COMBUSTÍVEL

Uma vez conhecidos o coeficiente de transmissão de calor para uma dada forma geométrica e as condições especificadas de escoamento, a intensidade de calor por unidade de área na diferença de temperatura reinante pode ser calculada a partir da equação /11/:

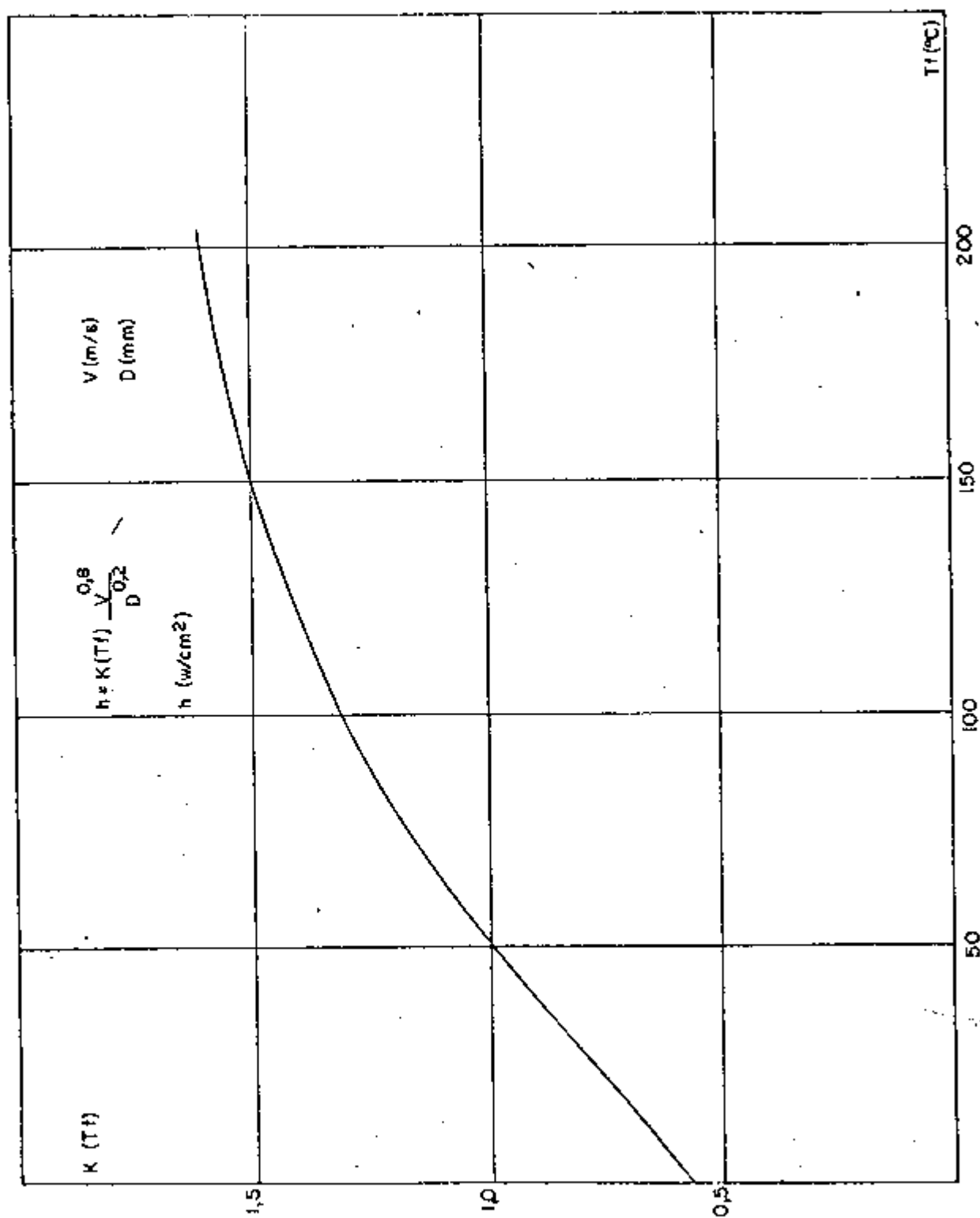
$$q''(z) = h [T_p(z) - T_a(z)] \quad (\text{eq. 2.21})$$

Para obter-se o valor de $T_p(z)$ basta substituir o valor de h calculado anteriormente.

Como o valor de h é dado em função de T_f , precisaremos utilizar um artifício que nos dê h em função de T_a e T_p e que ao mesmo tempo simplifique os cálculos.

Sobre a curva $k(T_f)$ da figura 2.10, faremos o ajuste de várias retas para diversos intervalos de temperatura.

$$k(T_f) = a_0 + a_1 T_f \quad (\text{eq. 2.22})$$



$$p/ \quad 20 \text{ } ^\circ\text{C} < T_f < 50 \text{ } ^\circ\text{C} \quad a_o = 0,5650$$

$$a_1 = 0,0085$$

$$p/ \quad 50 \text{ } ^\circ\text{C} < T_f < 80 \text{ } ^\circ\text{C} \quad a_o = 0,6365$$

$$a_1 = 0,0072$$

$$p/ \quad 80 \text{ } ^\circ\text{C} < T_f < 100 \text{ } ^\circ\text{C} \quad a_o = 0,7858$$

$$a_1 = 0,0053$$

$$p/ \quad 100 \text{ } ^\circ\text{C} < T_f < 150 \text{ } ^\circ\text{C} \quad a_o = 0,9307$$

$$a_1 = 0,0038$$

Fazendo-se
$$T_f = T_a + \frac{T_p - T_a}{2} \quad (\text{eq. 2.23})$$

e sabendo-se que
$$T_p - T_a = \Delta T_p \quad (\text{eq. 2.24})$$

obtemos:
$$k(T_f) = (a_1 T_a + a_o) + a_1 \frac{\Delta T_p}{2} \quad (\text{eq. 2.25})$$

Substituindo esta expressão na equação 2.20 e o resultante na equação 2.21 obtemos:

$$A \cdot \Delta T_p^2 + B \cdot \Delta T_p + C = 0 \quad (\text{eq. 2.26})$$

onde:
$$A = a_1/2 \quad (\text{eq. 2.27})$$

$$B = a_o + a_1 T_a \quad (\text{eq. 2.28})$$

$$C = \frac{-q_o'' D_h^{0,2}}{v_e^{0,8}} \cos \frac{\pi z}{2H_c} \quad (\text{eq. 2.29})$$

A solução desta equação será dada por:

$$\Delta T_p = \frac{-B + (B^2 - 4AC)^{1/2}}{2A} \quad (\text{eq. 2.30})$$

portanto: $T_p(z) = T_a(z) + T_p(z)$ (eq. 2.31)

que é a temperatura na superfície da placa combustível.

2.8 CÁLCULO DA TEMPERATURA DE EBULIÇÃO AO LONGO DO CANAL

A temperatura de ebulição da água junto à superfície da placa é igual à soma da temperatura de saturação da água e do sobreaquecimento na superfície da placa /12/.

$$T_{cb}(z) = T_{sat}(z) + T_{sat}(z) \quad (\text{eq. 2.32})$$

2.8.1 Cálculo da temperatura de saturação da água.

Sabe-se que /16/:

$$T_{sat} = 100 P_{rel}(z)^{0,225} \quad (\text{eq. 2.33})$$

onde P_{rel} é a pressão relativa na cota (z) expressa em fração de atmosferas. (Fig. 2,11)

Para o caso do IEAR-1 a pressão resultante é a soma da pressão atmosférica na superfície da piscina e da pressão hidrostática menos as perdas de carga no elemento combustível e a pressão dinâmica. (Apêndice A).

$$P_{abs}(z) = 1,3611_0 + (H_h + H_a + H_f + z) - H(z) - K_d \frac{v_e^2}{2g}$$

$$(\text{eq. 2.34})$$

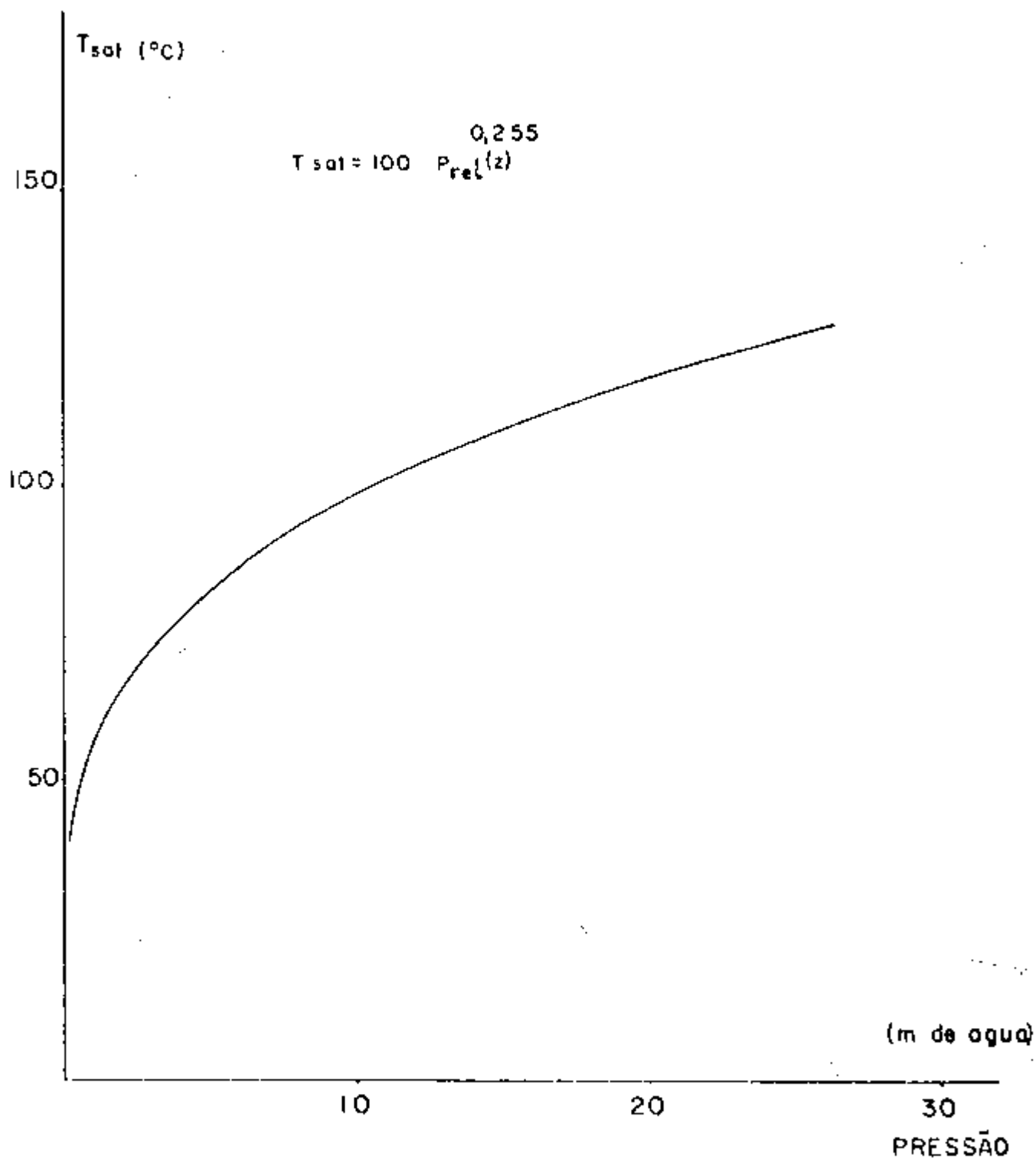


Fig. 2.11 Temperatura de saturação da água

onde:

$P_{abs}(z)$ = pressão absoluta à cota z (cm H_2O)

H_o = pressão atmosférica (cm H_2O)

H_h = pressão hidrostática devido à profundidade do elemento combustível (cm H_2O)

H_a = pressão hidrostática devido ao trecho até o topo das placas (cm H_2O)

H_l = pressão hidrostática devido a meio comprimento do elemento combustível (cm H_2O)

z = pressão hidrostática devido à cota z (cm H_2O)

$H(z)$ = perdas de carga no canal até a cota z (cm H_2O)

K_d = coeficiente de perda de pressão.

2.8.2 Cálculo da temperatura de sobreaquecimento

Conforme a fórmula de Foster e Greif /16/, a temperatura de sobreaquecimento, ou seja, a diferença de temperatura entre a superfície da placa e a temperatura de saturação para que haja o início de uma ebulição subresfriada, é dada por:

$$\Delta T_{sat}(z) = 4,57 P_{rel}(z)^{-0,23} q''(z)^{0,35} \quad (\text{eq. 2.35})$$

onde:

$q''(z)$ = fluxo calorífico à cota z (w/cm^2)

$P_{rel}(z)$ = pressão relativa à cota z

$\Delta T_{sat}(z)$ = sobreaquecimento da placa à cota z ($^{\circ}C$)

A figura 2.12 mostra-nos o comportamento do ΔT_{sat} .

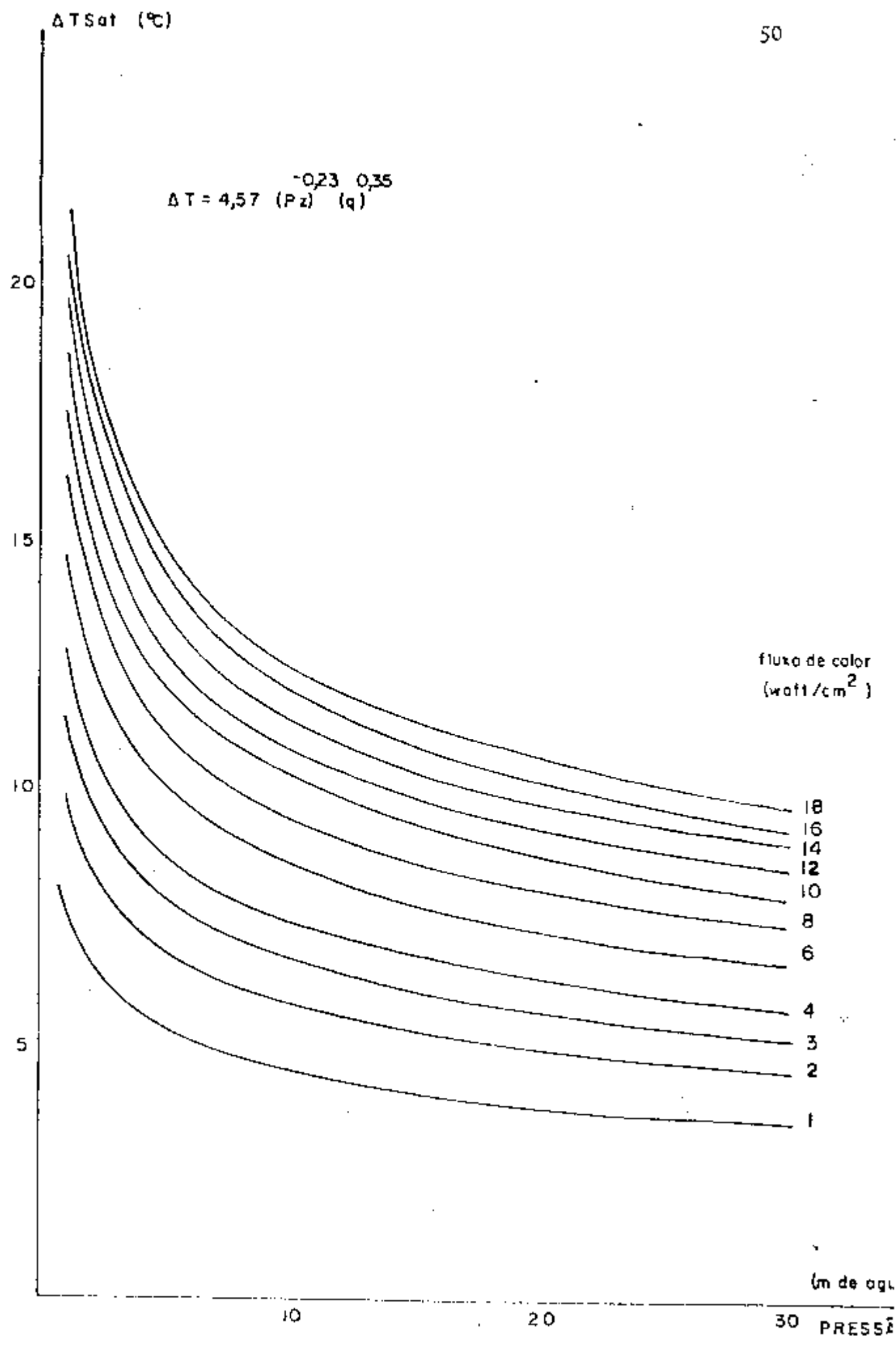


Fig 2.12 Temperatura de sobreaquecimento

2.9 MÉTODO DE CÁLCULO

Conhecendo-se as equações que nos dão a distribuição da temperatura da água, da temperatura da superfície da placa e da temperatura de ebulição subresfriada da água, podemos calcular o ponto mais quente dentro de um canal de refrigeração do elemento combustível.

2.9.1 Cálculo do ponto mais quente

O cálculo do ponto mais quente, no caso mais desfavorável, nos permitirá avaliar o valor mínimo admissível para a velocidade do fluido refrigerante (água) no canal, a fim de evitar a ebulição subresfriada.

Esta avaliação é feita por meio de um programa de computador desenvolvido especialmente para este trabalho; trata-se do programa THERMO, ao qual fornecemos dados sobre as dimensões do elemento combustível, propriedades físicas da água e comportamento do fluxo neutrônico na posição de irradiação do combustível.

Obteremos então, tabelas e curvas que nos darão o comportamento da temperatura ao longo do canal refrigerante. (Vide apêndice C).

A velocidade de escoamento na qual houver um ponto de tangência entre as curvas (figura C-1) da temperatura de ebulição (T_{eb}) e da temperatura da superfície da placa (T_p), será considerada velocidade crítica, e este ponto de tangência será o ponto mais quente.

A ocorrência da ebulição subresfriada não traz nenhuma consequência grave à transferência de calor

entre a placa combustível e o fluido refrigerante, pelo contrário, melhora a transferência de calor devido à formação de bolhas que se "colapsam" logo em seguida à sua formação.

Para ficarmos com uma boa margem de segurança é aconselhável que se façam experiências com velocidades de escoamento sempre acima da velocidade crítica. Neste caso, não teremos a ebulição subresfriada.

3- DESCRIÇÃO DO DISPOSITIVO DE IRRADIAÇÃO E SEU SISTEMA DE SEGURANÇA

3.1 DISPOSITIVO DE IRRADIAÇÃO

O dispositivo de irradiação (fig. 3.1) será construído sob a forma de um circuito fechado de água e compõe-se dos seguintes itens:

- 3.1.1 - Câmara de irradiação
- 3.1.2 - Tubulação
- 3.1.3 - Tanque de detecção
- 3.1.4 - Conjunto motor-bomba
- 3.1.5 - Válvula reguladora da vazão
- 3.1.6 - Monitor de vazão da água
- 3.1.7 - Monitor de temperatura
- 3.1.8 - Detector de radiações

3.1.1 - Câmara de irradiação

A câmara é feita de um tubo cilíndrico, cujas paredes podem ser de alumínio ou outro material mais resistente que seja transparente aos neutrons, (baixa secção de choque de absorção).

Dependendo das condições a serem simuladas e do material a ser ensaiado é feita a escolha do tubo mais adequado.

A finalidade principal desse dispositivo é a de testar elementos combustíveis tipo MTR a serem fabricados no Centro de Metalurgia Nuclear, para uso no reator IEAR-1.

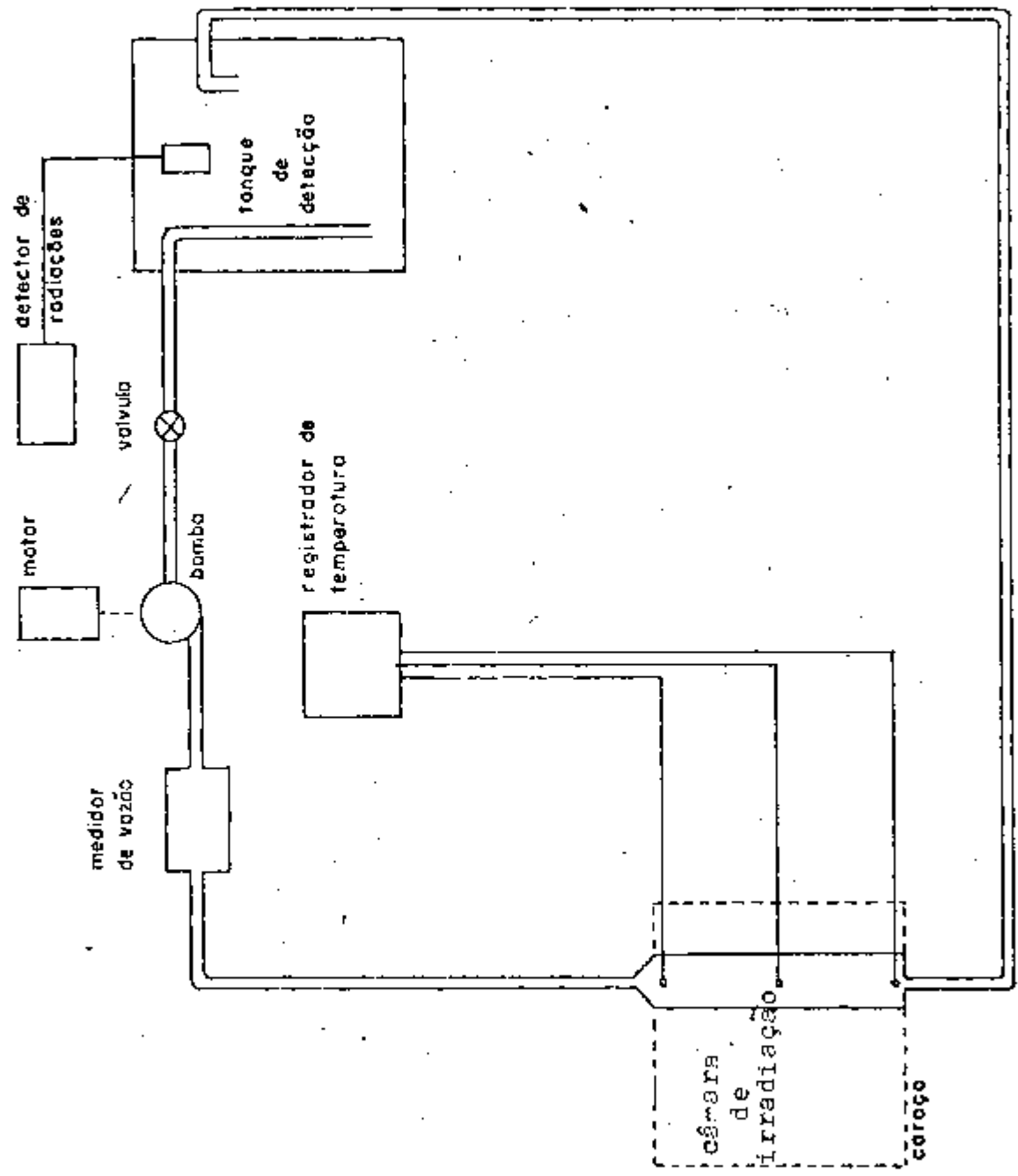


Fig 3.1 "Loop" de água - Diagrama esquemático

Para isso utilizaremos um tubo de alumínio de paredes grossas com as dimensões suficientes para caber esse tipo de elemento combustível ou parte dele. (Fig. 3.2)

Essa câmara será colocada na placa matriz do caroço do reator, ocupando um espaço equivalente ao de quatro posições da mesma (fig. 3.3), no centro geométrico das posições 21, 22, 31 e 32 da placa matriz, onde o fluxo de neutrons térmicos é da ordem de 5×10^{12} n/cm²s, com o reator funcionando a 2MW /21/.

Na parte inferior do dispositivo haverá um encaixe para a parte cônica inferior do elemento combustível por onde sairá a água da refrigeração.

Tanto na parte superior como na parte inferior do dispositivo, existem flanges para facilitar o manuseio e a manutenção de sensores a serem instalados internamente.

3.1.2 - Tubulação

A tubulação para circulação de água tem um diâmetro de duas polegadas e interliga o dispositivo ao tanque de detecção e a bomba de circulação.

Os tubos são flexíveis, protegidos por uma malha de aço inoxidável, o que facilita o seu manuseio.

3.1.3 - Tanque de detecção

O tanque de detecção tem duas finalidades.

A primeira é a de fazer com que o N-16 que vem junto com a água diretamente da câmara através da tubulação, decaia um tempo suficiente para que seja necessária uma blindagem radiológica para proteger os operadores.

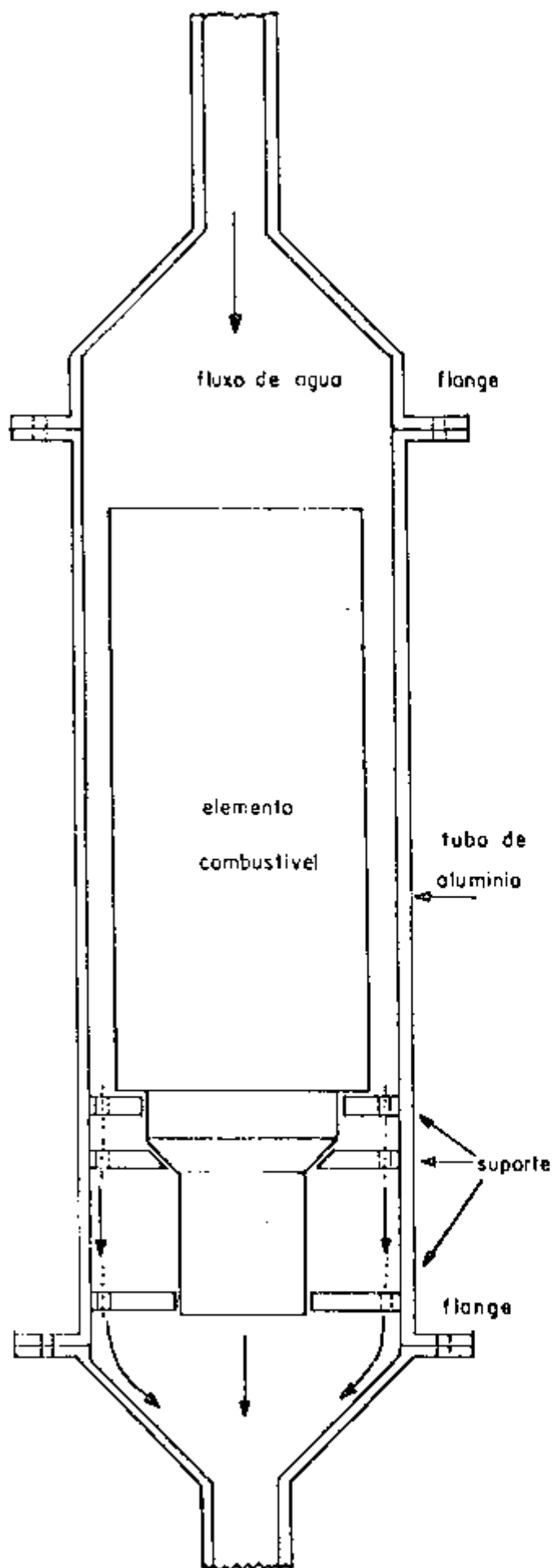


Fig 3.2 Ante-projeto da câmara de irradiação

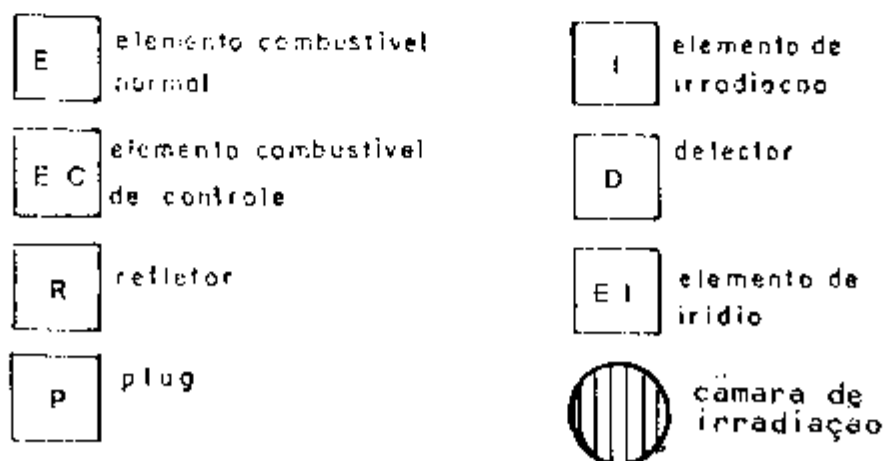
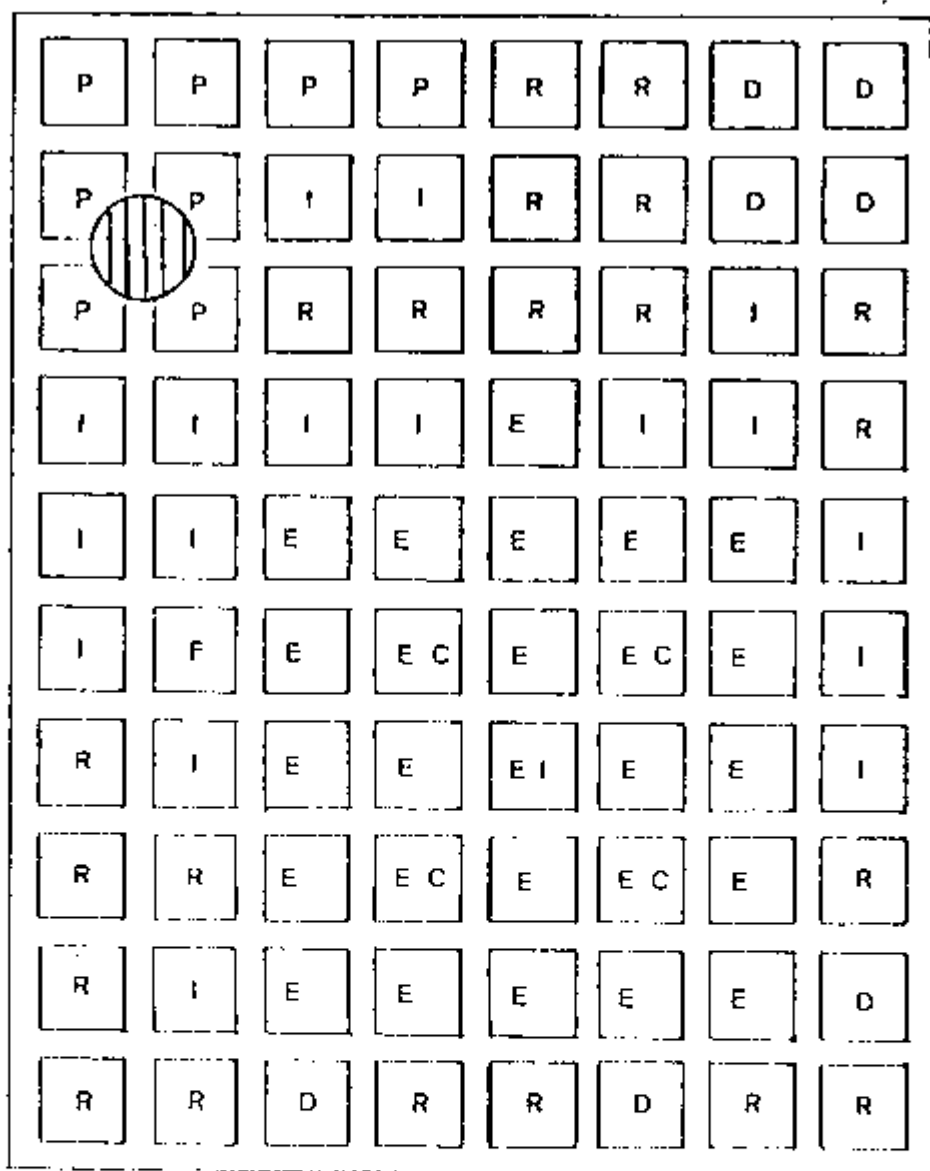


Fig. 3.3 Localização da câmara de irradiação na placa matriz.

Assim, o tanque deverá ter uma capacidade de $0,5 \text{ m}^3$, mais do que suficiente para a permanência da água por um tempo equivalente a mais de 20 meia-vidas do N-16, mesmo com a vazão máxima do projeto.

A segunda e principal finalidade do tanque, é a de instalar um detector de radiações, para verificar a existência de produtos de fissão na água de refrigeração do dispositivo e conseqüentemente uma falha no encamisamento do elemento combustível.

3.1.4 - Conjunto Motor-Bomba

O conjunto motor-bomba foi dimensionado para uma vazão máxima de 3 l/s em uma tubulação de 2,5 polegadas e funcionando durante 10 horas por dia.

3.1.5 - Válvula para regular a vazão

Para se regular a vazão utilizaremos uma válvula tipo gaveta pois ela tem uma perda de carga pequena, podendo-se regular a vazão da água com precisão.

3.1.6 - Medidor de vazão da água

A medida de vazão será feita antes da entrada em funcionamento do reator por meio de um visor de nível de água no tanque de detecção e um cronômetro. Já que sabemos as dimensões do tanque, bastará cronometrar uma determinada variação de nível no mesmo.

3.1.7 - Medição de temperatura

a) termopares

Os termopares são de "Chromel - Alumel", revestidos (encamisados) em aço inoxidável, cuja sensibili-

dade é de 40 microV/°C.

Os termopares serão colocados na câmara de irradiação em tres ou mais pontos distintos, o que nos permitirá o mapeamento da distribuição da temperatura ao longo do elemento combustível e também a determinação da potência dissipada por meio do balanço térmico.

b) Medida

A força eletromotriz gerada pelos termopares será registrada graficamente em um registrador múltipontos, que nos permitirá saber a qualquer instante a temperatura nos diversos pontos de medida.

3.1.8 Detector de radiações

O detector de radiações, tem a finalidade de detectar a presença de produtos de fissão na água que refrigera o dispositivo.

Este detector pode ser do tipo cintilador, contador proporcional, acoplado a um analisador que permita discriminar as radiações provenientes do N-16 das radiações emitidas por um produto de fissão.

3.2 SISTEMA DE SEGURANÇA

O sistema de segurança tem por finalidade prevenir qualquer anormalidade de funcionamento do circuito de refrigeração do dispositivo de irradiação.

Entende-se por anormalidades, a ocorrência de qualquer dos seguintes itens:

- 1) Falta de energia elétrica para o motor da bomba de água
- 2) Queda da vazão d'água para refrigerar a câmara

- 3) Presença de produtos de fissão na água do circuito de refrigeração
- 4) Aumento da temperatura internamente à câmara de irradiação

Para evitar qualquer possibilidade de mau funcionamento do dispositivo com o reator em operação planejou-se um sistema de segurança que desligasse o reator no caso de ocorrer qualquer anormalidade. (Fig. 3.4)

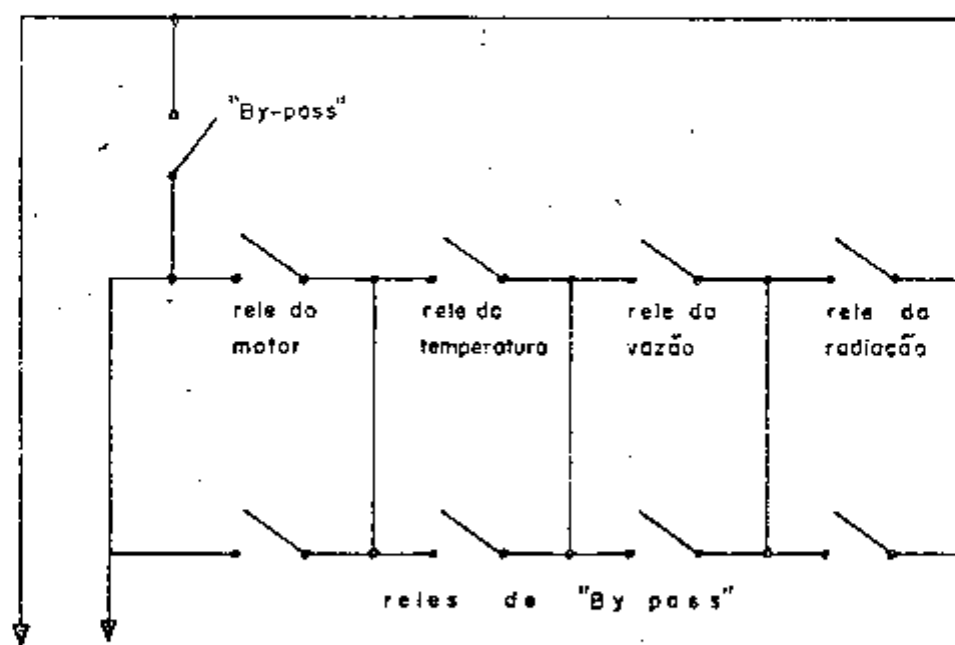
O motor elétrico será alimentado por um grupo gerador do tipo "no-break" (sem interrupção) já existente e que serve para alimentar a sala de controle do reator e as tomadas ao redor da piscina do reator.

O contactor que alimenta o motor possui um contacto auxiliar (relê do motor) que estará ligado ao sistema de segurança para prevenir a falta de energia elétrica para o motor.

O tanque de detecção possuirá um sensor de vazão, regulado para a vazão mínima possível do circuito de refrigeração do dispositivo, abaixo da qual será acionado o sistema de segurança. (relê de vazão)

O registrador de temperatura possuirá uma chave de fim de curso (relê de temperatura) que acionará o sistema de segurança caso a temperatura no interior do dispositivo de irradiação ultrapasse um valor máximo pré-estabelecido.

A presença de produtos de fissão ou um nível de radiação muito alto no tanque de detecção fará com que o reator também seja desligado pelo sistema de segurança do dispositivo.



ao circuito de "scram" do reator

Fig 3.4 SISTEMA DE SEGURANÇA DO DISPOSITIVO

Portanto, a ocorrência de qualquer anormalidade acima fará com que seja acionado o "SCRAM" do reator.

O sistema de segurança possui também outros reles e chaves auxiliares que permitem o "by-pass" dos reles de segurança quando for necessária a manutenção de todo sistema ou parte dele.

APÊNDICE A

Comportamento da pressão dentro do canal refrigerante.

$$P_{abs}(z) = H_0 + (H_h + H_a + H_l + z) - H(z) - K_d \frac{V_e^2}{2g}$$

onde:

$P_{abs}(z)$ = pressão absoluta à cota z (cm H_2O)

H_0 = pressão atmosférica (cm H_2O)

H_h = pressão hidrostática correspondente à profundidade do elemento combustível na piscina (cm H_2O)

H_a = pressão hidrostática correspondente ao trecho do topo até as placas (cm H_2O)

H_l = pressão hidrostática correspondente ao meio comprimento da placa (cm H_2O)

z = pressão hidrostática correspondente à cota z (cm H_2O)

$H(z)$ = perdas de carga no elemento combustível até a cota z (cm H_2O)

K_d = coeficiente de perda de pressão = $\frac{V_0^2}{V_e^2}$

V_0 = velocidade na entrada do elemento (cm/s)

V_e = velocidade de escoamento no canal (cm/s)

g = aceleração da gravidade (cm/s²)

A perda de carga $H(z)$ compõe-se das perdas por atrito $H_a(z)$ e das perdas singulares $H_s(z)$.

$$H(z) = H_a(z) + H_s(z)$$

sendo:
$$H_a(z) = H_2 + H_4$$

$$H_b(z) = H_1 + H_3$$

onde:

1) H_1 é a perda singular no topo do elemento

$$H_1 = 0,5 \frac{v_1^2}{2g}$$

sendo $v_1 = \frac{S_2}{S_1} v_e$ $v_1 = 0,6757 v_e$

portanto

$$H_1 = 0,2283 \frac{v_e^2}{2g}$$

2) H_2 é a perda por atrito no trecho entre o topo do elemento e o topo das placas.

$$H_2 = 0,316 \frac{0,25_{il_a}}{D_1^{1,25}} \frac{v_1^{1,75}}{2g}$$

portanto

$$H_2 = 0,0193 \frac{v_e^{1,75}}{2g}$$

3) H_3 é a perda singular no topo das placas

$$H_3 = K \frac{v_e^2}{2g}$$

sendo

$$K = 0,4 \left(1,25 - \frac{S_2}{S_1}\right) = 0,2297$$

portanto

$$H_3 = 0,2297 \frac{v_e^2}{2g}$$

4) H_4 é a perda por atrito no canal até a cota z

$$H_4 = \frac{0,316}{D_2^{1,25}} (H_1 + z) \frac{v_e^{1,75}}{2g}$$

portanto

$$H_4 = (5,50 + 0,176z) \frac{v_e^{1,75}}{2g}$$

então

$$H_s(z) = 0,2283 \frac{v_e^2}{2g} + 0,2297 \frac{v_e^2}{2g}$$

$$H_s(z) = 0,458 \frac{v_e^2}{2g}$$

e

$$H_a(z) = 0,0193 \frac{v_e^{1,75}}{2g} + (5,50 + 0,176z) \frac{v_e^{1,75}}{2g}$$

$$H_a(z) = (5,52 + 0,176z) \frac{v_e^{1,75}}{2g}$$

Substituindo todos os valores na equação da pressão obteremos

$$P_{abs}(z) = 1656,81 + z - 1,458 \frac{v_e^2}{2g} - (5,52 + 0,176z) \frac{v_e^{1,75}}{2g}$$

Para estes cálculos foram considerados os valores de ν (viscosidade cinemática) para a temperatura média da água.

Para temperaturas maiores, este valor diminui e conseqüentemente as perdas por atrito diminuem.

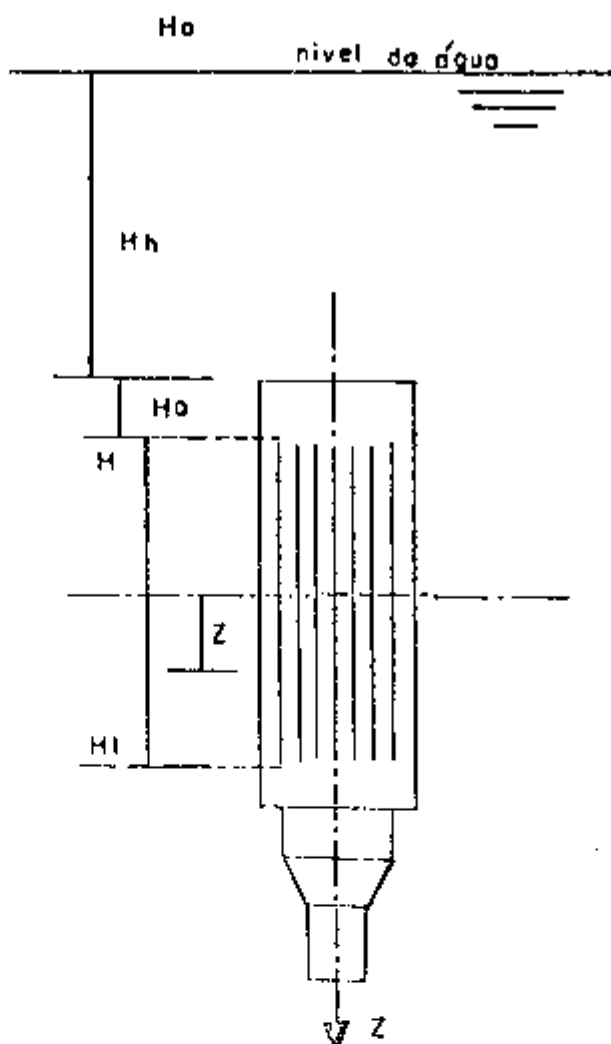


Fig. A-1 Pressão hidrostática sobre um elemento combustível situado na placa matriz.

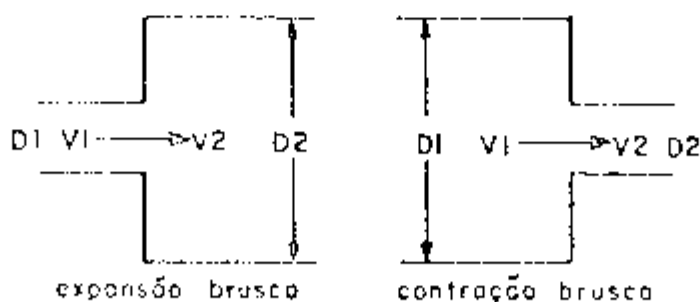


Fig. A-2 Tipos de perda de carga devido à mudança da área de escoamento.

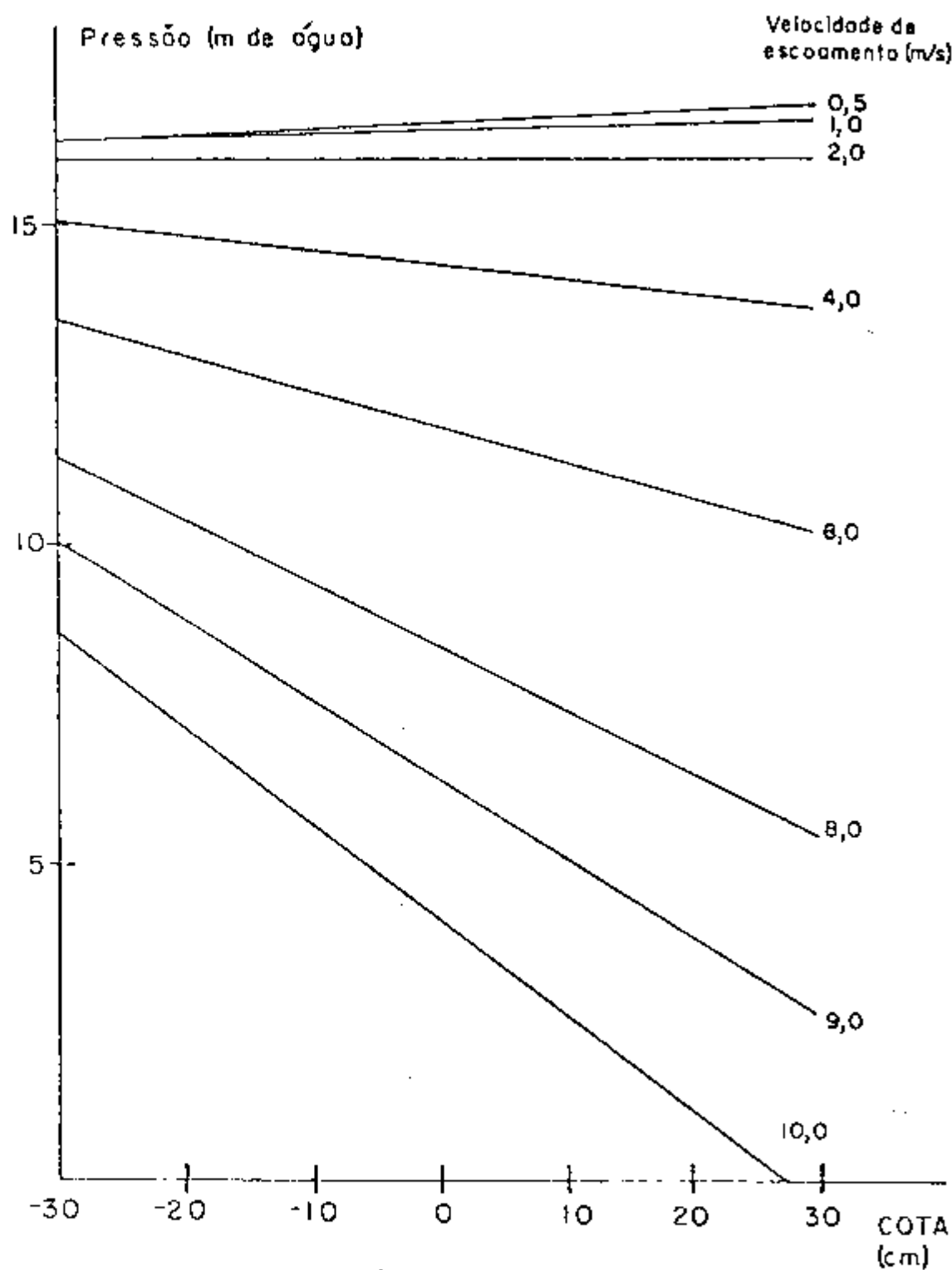


Fig A.3 Perda de carga ao longo do canal refrigerante

APENDICE B *

Temperatura	Densidade	Calor espec.	Visc. din.	Cond. term.
T	ρ	c_p	ν	k
°C	g/cm ³	cal/g °C	g/cm s x10 ²	cal/cm ² C s x10 ³
0	0,9998	1,00738	1,7870	1,335
5	0,9999	1,00368	1,5190	1,361
10	0,9997	1,00129	1,3070	1,382
15	0,9991	0,99976	1,1390	1,403
20	0,9982	0,99833	1,0020	1,425
25	0,9970	0,99828	0,8904	1,447
30	0,9956	0,99802	0,7975	1,466
35	0,9940	0,99795	0,7194	1,484
40	0,9922	0,99804	0,6529	1,500
45	0,9902	0,99826	0,5960	1,515
50	0,9880	0,99854	0,5468	1,530
55	0,9857	0,99894	0,5040	1,545
60	0,9832	0,99943	0,4665	1,560
65	0,9805	1,00000	0,4335	1,573
70	0,9779	1,00067	0,4042	1,586
75	0,9748	1,00143	0,3781	1,596
80	0,9718	1,00229	0,3547	1,605
85	0,9686	1,00327	0,3337	1,612
90	0,9653	1,00437	0,3147	1,619
95	0,9619	1,00561	0,2975	1,623
100	0,9583	1,00697	0,2818	1,631

* Constantes físicas da água

APENDICE C

Programa THERMO , tabelas e gráficos das temperaturas ao longo de um canal de refrigeração.

PROGRAMA THERMO

```

C      *     ESTE PROGRAMA CALCULA OS SEGUINTE VALORES          *
C      *
C      *     A TEMPERATURA DO REFRIGERANTE AO LONGO DA PLACA DE  *
C      *     UM ELEMENTO COMBUSTIVEL                             *
C      *
C      *     A TEMPERATURA NA SUPERFICIE DESSA PLACA           *
C      *
C      *     A TEMPERATURA DE EBULIÇÃO DO REFRIGERANTE         *
C      *     AO LONGO DA MESMA PLACA                            *
C      *
C      *     TA= TEMPERATURA DA ÁGUA                            *
C      *
C      *     TP= TEMPERATURA DA PLACA                            *
C      *
C      *     TB= TEMPERATURA DE EBULIÇÃO                        *
C      *
C      *     DADOS                                             *
C      *
C      *     E = ENERGIA LIBERADA NA FISSÃO (APROVEITAVEL)     *
C      *     FI = FLUXO NUTRICIONAL PARA 2,5, 10 MW            *
C      *     DH = DIAMETRO HIDRÁULICO                           *
C      *     CP = CALOR ESPECÍFICO                               *
C      *     RD = DENSIDADE                                       *
C      *     TE = TEMPERATURA DE ENTRADA DA ÁGUA                *
C      *     PD = PRESSÃO ATMOSFÉRICA                           *
C      *     HH = ALTURA DE ÁGUA DESDE O TOPO DO ELEMENTO ATÉ A *
C      *     SUPERFICIE DA PISCINA                               *
C      *     HA = ALTURA DO TOPO DO ELEMENTO AO TOPO DAS PLACAS *
C      *     AL = LARGURA DA PLACA                              *
C      *     AL1 = LARGURA ATIVA DAS PLACAS                     *
C      *     H1 = ALTURA EXTRAPOLADA                             *
C      *     H = MEIA ALTURA ATIVA DAS PLACAS                   *
C      *     HL = ALTURA ATIVA DAS PLACAS                       *
C      *     G = ACELERAÇÃO DA GRAVIDADE                         *
C      *     FATOR K = FLUXO MÁXIMO / FLUXO MEDIO               *
C      *     AO E A1 = COEFICIENTES DA RETA K(TF)                *
C      *     BL = LARGURA DO CANAL                              *
C      *     U235 = MASSA DE U235 POR ELEMENTO                   *
C      *     SIGMAF = SECCAO DE CHOQUE DE FISSÃO                *
C      *     ATE = ÁREA PARA TRACA DE CALOR EM CADA ELEMENTO   *
C      *
C      *     *****
C
C      DIMENSION Z(35),TA(35),TP(35),PRE(35),TSAT(35),DTSAT(35)
C      DIMENSION TB(35),FLUXM(5),FI(3)
C      DIMENSION V(3)
C
C      C*****  DADOS

```



```

C      *****
C      *
C      *   ESTA PARTE DO PROGRAMA UTILIZA O PLOTTER PARA
C      *
C      *   TRACAR OS GRÁFICOS DAS TEMPERATURAS
C      *
C      *   CALCULADAS NO PROGRAMA PRINCIPAL
C      *
C      *****
C
C      COMMON/EAICCM,XPAR(15),YPAR(15)
C      DIMENSION ESCX(10),ESCY(10),X(5),Y(5)
C      DATA ESCX/'-30','-20','-10','0','10','20','30',
C      *'0'/
C      DATA ESCY/' 2','4','6','8',
C      *'10','12','14','0'/
C      CALL START(2)
C      CALL PARST
C
C      ***** FAZER AS MARGENS
C
C      DO 70 IM=1,5
C      XPAR(3)=C.C+12.0*(IM-1)
C      DO 60 IY=1,2
C      YPAR(3)=(C.C+13.0*(IY-1)
C      X(1)=2.
C      Y(1)=2.
C      X(2)=7.5
C      Y(2)=2.
C      X(3)=7.5
C      Y(3)=11.
C      X(4)=2.
C      Y(4)=11.
C      X(5)=2.
C      Y(5)=2.
C      CALL LINE5(X,Y,5)
C
C      ***** ESCRIVER AS ESCALAS
C
C      DO 8 IX=1,13
C      XI=IX
C      XX=(1.72-54)*XI+2.
C      CALL SYMBOL(XX,2.1,2.15,0.,-1)
C      CONTINUE
C      XI=4.25/2.54
C      YI=1.7
C      YI=.4/2.54
C      CALL SYMBOL(XI,YI,11,ESCX,0.,33)
C      CALL SYMBOL(14.,1.35,20,10PCCTA (CM),0.,10)
C      INJ 5 IY=1,14
C      YI=IY
C      YY=1.5/2.54*YI+2.
C      CALL SYMBOL(2.1,YY,2,13,SC.,-1)

```

```

C 9  CONTINUE
C    XZ=1.5
C    YZ=2.
C    H1=.371/2.54
C    CALL SYMBCL(X2,Y2,H1,ESCY,90.,.57)
C    CALL SYMBCL(11.5,5.8,.20,10TEMPERATURA (C),90.,10)
C    CALL SYMBCL(6.8,10.2,.1,20VELOCIDADE = CM/S,0.,23)
C    CALL SYMBCL(2.8,10.0,.1,20FLUXO = W/CM 2,0.,20)
C 60  CONTINUE
C 70  CONTINUE

```

```

C
C *****
C *
C *   AQUI ENTRA O PROGRAMA PRINCIPAL
C *
C *   CALCULA OS VALORES DE TA,TF E TB
C *
C *   AQUI TERMINA O PROGRAMA PRINCIPAL
C *
C *****

```

```

C *****   TRACAR OS GRAFICOS

```

```

C
C    DD SC I1=1,3
C    DD SC I2=1,2
C    XPAR(3)=4.4+12.0*(I1-1)
C    YPAR(3)=2.0+13.0*(I2-1)
C    XPAR(4)=12.7
C    YPAR(4)=16.55
C    CALL CURVE(Z,TA,I3)
C    CALL CURVE(Z,TF,I3)
C    CALL CURVE(Z,TB,I3)
C 80  CONTINUE
C 90  CONTINUE
C    CALL STOP(3)

```

```

C *****
C *
C *   AQUI TERMINA O PROGRAMA DO PLOTTER
C *
C *****

```

```

C      *>*****
C      *
C      *      PROGRAMA PRINCIPAL
C      *
C      *<*****

```

```

DIMENSION Z(35),TA(35),TF(35),PFF(35),TSAT(35),DTSAT(35)
DIMENSION To(35),FLUXM(5),FI(3)
DIMENSION V(5)

```

```

C***** DADOS

```

```

DATA FI/5.,12.5,25./
DATA V/6.,25.,59./
DATA TE,FD,FM,HA,AL,ALI,dL/30.,692.7,672.15,5.08,3.305,3.075,.145/
DATA FATBRK,CP,RC,FI/2.5,1.0001,0.9837,3.1416/
DATA HI,H,HL,G,U235/30.17,29.845,62.55,980.,188./
DATA SIGMAF,E,ATE/2.78,195.,15237./
CF=4C.*AL*HL/(AL+BL)
*ST=1.36*HL*FH
*AL=HA*HL/2

```

```

C***** CALCULO DA POTENCIA DO ELEMENTO COMBUSTIVEL

```

```

PT=.200*1*(1+U235)*SIGMAF
DO 40 I=1,5
VN=V(I)
PTI=PI*FI(I)
FLUXM(I)=PTI/ATC
DO 50 L=1,16
XL=L
VN=VN+(XL-1)*G*.5
DO 10 K=1,13
XK=K
Z(K)=-3C.(C+(XK-1)*5

```

```

C***** CALCULO DA TEMPERATURA DA AGUA

```

```

TA(K)=TF+1*(21LK/14.18*FC*CPI)*12.0*HI*ALI/(PI*AL*BL))
*(FLUXM(I)/VN)*(SIN(PI*Z(K)/(2.*HL))+SIN(PI*B/(2.*HL)))

```

```

C***** CALCULO DA TEMPERATURA DA PAREDE

```

```

IF (TA(K).GT.50.C)GO TO 101
AO=0.54*G
AI=0.CC*G
GO TO 104
101 IF (TA(K).GT.50.C)GO TO 102
AC=0.63*G

```

```

      A1=C.0012
      GO TO 104
102  IF(1A(K).GT.100.)GO TO 103
      AU=C.785E
      A1=C.0052
      GO TO 104
103  AU=C.92E7
      A1=C.002E
104  A=A1/2.
      B=AC+A1*1A(K)
      C=-FATORKK*(CM**C.2)*FLUX*(I1)/((VN/100.)**0.8)*
      *COS(PI*Z(K)/(2.*H1))
      DELTA=B*B-4.*A*C
      IP(K)=1A(K)+(-B+SQRT(DELTA))/12.*A)
C
C
C***** CALCULO DA PRESSAO
C
C
      DHS=C.45F*(VN*VN)/(2.*G)
      DHA=(5.52C+C.17E*Z(K))*(VN**1.75)/(2.*G)
      DHL=DHS+DHA
      DHV=(VN*VN)/(2.*G)
      PRE(K)=PST+HAL+Z(K)-DHL-DHV
C
C
C***** CALCULO DE TSAT
C
C
      TSAT(K)=100.*(1+PRE(K)/1033.2)**0.255)
C
C
C***** CALCULO DE DISAT
C
C
      FLUX=FATORKK*FLUX*(I1)*COS(PI*Z(K)/(2.*H1))
      DISAT(K)=4.57*(PRE(K)/1033.2)**(1-.23)*(FLUX**0.35)
C
C
C***** CALCULO DA TEMPERATURA DE EBULICAO
C
C
      TB(K)=TSAT(K)+DISAT(K)
10  CONTINUE
C
C
C***** SAIDA DOS RESULTADOS
C
C
      WRITE(6,100)I1,FLUX*(I1)
100  FORMAT(1H1,77,1E8,10HPCTENCIA =,F10.3,2X,4H(KW),6X,
      *13PFLOXC MELIG =,F7.3,2X,11H(WATT)/CM 2))
C
      WRITE(6,200)FATORKK,TE
200  FORMAT(7,1E8)FATOR DE FLUXO K =,F6.3,8X,
      *11HTEMP ENT =,F7.3,2X,5H(C))
C
      WRITE(6,300)VN,FI(I1)

```

```

350  FORMAT(7,10X,1,2HVVELOCIDADE =, F7.2,2X,6H(CM/S),5X,9HFLUXO N =,
    *F7.2,20H X 105 F12(4Z0P2 S) //)
C
    WRITE(6,450)
450  FORMAT(10X,10HCOORDENADA Z,6X,13HTEMPERAT AGUA,2X,3H(C),
    *10X,15HTEMPERAT PAREDE,2X,3H(C),7X,
    *17HTEMPERAT EBULICAO,2X,3H(C),/)
C
    WRITE(6,550)(Z(J),TA(J),TP(J),TE(J),J=1,13)
550  FORMAT(11X,F6.2,17X,F6.2,22X,F6.2,20X,F6.2,/)
C
50  CONTINUE
40  CONTINUE
    STOP
    END

```

TABELAS

As tabelas a seguir contém resultados do programa THERMO . São apresentadas para três fluxos de neutrons diferentes, correspondentes às potências de 2MW, 5MW e 10MW no reator e diferentes velocidades de escoamento. Nota-se que a maior temperatura da parede, nas velocidades inferiores é superior à temperatura de ebulição no local, o que fará com que apareça o fenômeno da ebulição local.

GRÁFICOS

Os gráficos contém os pontos das tabelas. Nestes gráficos, a seguinte convenção foi utilizada:

Velocidade = velocidade de escoamento da água

Fluxo = fluxo médio de calor no caroço do reator

T_{eb} = temperatura de ebulição ao longo do canal

T_p = temperatura na superfície da placa combustível

T_a = temperatura média da água ("bulk") no canal.

Tabela C-1.1

POTENCIA = 4221.660 (W) FLUXO MEDIO = 3.274 (WATT/CM²)

FATOR DE FLUXO K = 2.500 TEMP ENTR = 30.000 (C)

VELOCIDADE = 8.50 (CM/S) FLUXO N = 5.00 X 10¹⁰ E12(N/CM² S)

ORDENADA Z	TEMPERAT AGUA (C)	TEMPERAT PAREDE (C)	TEMPERAT EPULICAO (C)
-30.00	30.00	30.84	113.81
-25.00	31.03	54.34	117.66
-20.00	33.95	74.90	119.10
-15.00	38.54	92.35	120.04
-10.00	44.50	106.52	120.67
-5.00	51.42	117.25	121.07
0.0	58.85	124.42	121.25
5.00	66.28	127.91	121.22
10.00	73.20	127.63	121.00
15.00	79.16	123.52	120.53
20.00	83.75	115.56	119.76
25.00	86.67	103.79	118.49
30.00	87.70	88.30	114.84

Tabela C-1.2

POTENCIA = 42231.660 (W) FLUXO MEDIO = 3.274 (WATT/CM 2)
 FATOR DE FLUXO K = 2.500 TEMP ENTR = 30.000 (C)
 VELOCIDADE = 9.00 (CM/S) FLUXO N = 5.00 X 10 E12(N/CM2 S)

ORCENACA Z	TEMPERAT AGUA (C)	TEMPERAT PAREDE (C)	TEMPERAT EBULICAO (C)
-30.00	30.00	30.81	112.81
-25.00	30.58	53.32	117.66
-20.00	33.73	73.11	115.10
-15.00	38.06	89.92	120.04
-10.00	43.69	103.57	120.67
-5.00	50.23	113.89	121.07
0.0	57.25	120.75	121.25
5.00	64.26	124.02	121.23
10.00	70.80	123.63	121.00
15.00	76.43	119.51	120.53
20.00	80.77	111.68	115.76
25.00	83.52	100.16	118.49
30.00	84.50	85.07	114.84

Tabefa C-1.3

POTENCIA = 42221.660 (W) FLUXO MEDIO = 3.274 (WATT/CM 2)

FATOR DE FLUXO K = 2.500 TEMP ENTR = 30.000 (C)

VELOCIDADE = 5.50 (CM/S) FLUXO N = 5.00 X 10¹⁰ EI2(N/CM2 S)

ORCENACA Z	TEMPERAT AGUA (C)	TEMPERAT PARECE (C)	TEMPERAT EBULICAO (C)
-20.00	20.00	30.77	113.81
-25.00	20.52	52.40	117.66
-20.00	23.52	71.47	119.10
-15.00	27.64	87.70	120.04
-10.00	42.97	100.88	120.67
-5.00	49.17	110.82	121.07
0.0	55.81	117.39	121.25
5.00	62.46	120.47	121.23
10.00	68.66	119.98	121.00
15.00	73.99	115.88	120.52
20.00	78.10	108.16	119.76
25.00	80.70	96.89	118.45
30.00	81.63	82.19	114.84

Tabela C-1.4

POTENCIA = 42221.660 (W) FLUXO MEDIO = 3.274 (WATT/CM 2)
 FATOR DE FLUXO K = 2.500 TEMP ENTR = 30.000 (C)
 VELOCIDADE = 10.00 (CM/S) FLUXO N = 5.00 X 10 E12(N/CM2 S)

ORDENADA Z	TEMPERAT AGUA (C)	TEMPERAT PAREDE (C)	TEMPERAT BULICAO (C)
-20.00	30.00	30.74	112.81
-25.00	30.88	51.55	117.66
-20.00	33.36	69.96	119.10
-15.00	37.26	85.66	120.04
-10.00	42.32	98.40	120.67
-5.00	48.21	108.00	121.07
0.0	54.52	114.32	121.25
5.00	60.84	117.23	121.23
10.00	66.72	116.65	121.00
15.00	71.79	112.57	120.53
20.00	75.65	104.97	119.76
25.00	76.17	93.93	116.45
30.00	75.05	79.59	114.84

Tabela C-1.5

POTENCIA = 43221.660 (W) FLUXO MEDIO = 3.274 (WATT/CM 2)
 FATOR DE FLUXO K = 2.500 TEMP ENTR = 30.000 (C)
 VELOCIDADE = 10.50 (CM/S) FLUXO N = 5.00 X 10¹² (N/CM2 S)

CREENACA Z	TEMPERAT AGUA (C)	TEMPERAT PAREDE (C)	TEMPERAT BULICAO (C)
-30.00	30.00	30.71	113.81
-25.00	30.84	50.77	117.66
-20.00	32.20	68.58	119.10
-15.00	36.91	83.78	120.04
-10.00	41.74	96.12	120.67
-5.00	47.34	105.40	121.07
0.0	53.36	111.48	121.25
5.00	59.37	114.24	121.23
10.00	64.97	113.60	121.00
15.00	69.80	109.53	120.53
20.00	73.51	102.05	115.76
25.00	75.87	91.24	116.45
30.00	76.71	77.24	114.84

Tabela C-1.6

POTENCIA = 42321.660 l/hl FLUXO MECIC = 3.274 (WATT/CM 2)
 FATOR DE FLUXO K = 2.500 TEMP ENTR = 30.000 (C)
 VELOCIDADE = 15.50 (CM/S) FLUXO N = 5.00 X 10 E12(N/CM2 S)

TEMPERAT AUA (C)	TEMPERAT PAREDE (C)	TEMPERAT EPLICAO (C)
-30.00	30.52	112.80
-25.00	45.46	117.65
-20.00	59.00	119.10
-15.00	70.69	120.04
-10.00	80.20	120.67
-5.00	87.28	121.07
0.0	91.77	121.25
5.00	93.55	121.23
10.00	92.57	121.00
15.00	88.83	120.53
20.00	82.40	119.76
25.00	73.40	118.45
30.00	62.07	114.84

Tabela C-2.1

POTENCIA = 108329.125 (W) FLUXO MECIC = 8.184 (WATT/CM²)
 FATOR DE FLUXO K = 2.500 TEMP ENTR = 30.000 (C)
 VELOCIDADE = 25.00 (CM/S) FLUXO N = 12.50 X 10¹²(N/CM² S)

COORDENADA Z	TEMPERAT AGUA (C)	TEMPERAT PAREDE (C)	TEMPERAT EBULICAO (C)
-30.00	30.00	30.89	114.42
-25.00	30.88	55.38	119.70
-20.00	33.26	76.42	121.65
-15.00	37.26	93.56	122.51
-10.00	42.32	107.89	123.75
-5.00	48.21	118.08	124.27
0.00	54.52	124.45	124.45
5.00	60.84	126.50	124.42
10.00	66.72	125.38	124.07
15.00	71.75	119.87	123.25
20.00	75.65	110.37	122.30
25.00	78.17	56.95	120.51
30.00	75.05	79.70	115.45

INSTITUTO DE PESQUISAS NUCLEARES
 F-13061-970

Tabelfa C-2.2

FCTENCIA = 108225.125 (W) FLUXO MEDIC = 8.184 (WATT/CM 2)
 FATCR DE FLUXO K = 2.500 TEMP ENTR = 30.000 (C)
 VELOCIDADE = 25.50 (CM/S) FLUXO N = 12.50 X 10 E12(N/CM2 S)

CHENALA Z	TEMPERAT AGUA (C)	TEMPERAT PAREDE (C)	TEMPERAT EELICAC (C)
-30.00	30.00	30.88	114.42
-25.00	30.88	55.01	115.65
-20.00	33.25	75.78	121.65
-15.00	37.11	93.10	122.91
-10.00	42.08	106.85	123.75
-5.00	47.85	116.91	124.27
0.0	54.04	123.18	124.48
5.00	60.23	125.58	124.42
10.00	66.00	124.04	124.07
15.00	70.97	118.55	123.25
20.00	74.75	109.12	122.20
25.00	77.22	95.81	120.51
30.00	78.05	78.73	115.45

Tabela C-2.1

POTENCIA = 108229.125 (W) FLUXO MEDIO = 8.184 (WATT/CM 2)
 FATOR DE FLUXO K = 2.500 TEMP ENTR = 30.000 (C)
 VELOCIDADE = 26.00 (CM/S) FLUXO N = 12.50 X 10 E12(N/CM2 S)

TEMPERATURA (C)	TEMPERAT AGUA (C)	TEMPERAT PAREDE (C)	TEMPERAT BULBICAO (C)
-30.00	30.00	37.86	114.42
-25.00	30.85	54.65	115.65
-20.00	32.23	75.15	121.65
-15.00	36.58	92.26	122.91
-10.00	41.85	105.84	123.75
-5.00	47.51	115.78	124.26
0.00	53.58	121.96	124.48
5.00	59.65	124.30	124.42
10.00	65.31	122.74	124.07
15.00	70.18	117.27	123.35
20.00	73.93	107.91	122.30
25.00	76.31	94.71	121.51
30.00	77.16	77.80	115.45

Tabela C-2.4

POTENCIA = 106225.125 (W) FLUXO MEDIO = 8.184 (WATT/CM²)
 FATOR DE FLUXO K = 2.500 TEMP ENTR = 30.000 (C)
 VELOCIDADE = 26.20 (CM/S) FLUXO N = 12.50 X 10 E12(N/CM² S)

TEMPERAT Z	TEMPERAT AGUA (C)	TEMPERAT PAREDE (C)	TEMPERAT BULBICAC (C)
-30.00	30.00	31.85	114.42
-25.00	30.82	54.51	115.65
-20.00	33.17	74.54	121.65
-15.00	36.85	91.44	122.91
-10.00	41.62	104.86	123.75
-5.00	47.18	114.68	124.26
0.0	53.13	120.77	124.48
5.00	59.05	123.05	124.42
10.00	64.64	121.48	124.77
15.00	69.42	116.04	123.25
20.00	73.10	106.74	122.30
25.00	75.44	93.66	120.51
30.00	76.27	76.90	115.45

Tabela C-2.5

POTENCIA = 108225.125 (W) FLUXO MECANICO = 8.184 (WATT/CM²)
 FATOR DE FLUXO K = 2.500 TEMP ENTR = 30.000 (C)
 VELOCIDADE = 27.00 (CM/S) FLUXO N = 12.50 X 10¹² IN/CM² S

TEMPERAT AGLA (C)	TEMPERAT PAREDE (C)	TEMPERAT EBULICAO (C)
-20.00	30.84	114.42
-25.00	53.97	119.65
-20.00	73.96	121.65
-15.00	93.65	122.91
-10.00	103.92	123.75
-5.00	113.61	124.26
0.00	119.61	124.48
5.00	121.85	124.42
10.00	120.27	124.07
15.00	114.84	123.25
20.00	105.61	122.30
25.00	92.63	120.51
30.00	76.04	115.45

Tabela C-2.6

FREQUENCIA = 108229.125 (Hz) FLUXO MEDIO = 8.184 (WATT/CM²)
 FATOR DE FLUXO K = 2.500 TEMP ENTR = 30.000 (C)
 VELOCIDADE = 32.50 (CM/S) FLUXO N = 12.50 X 10 E12(N/CM² S)

TEMPERAT AGUA (C)	TEMPERAT PAREDE (C)	TEMPERAT EBULICAO (C)
-30.00	30.72	114.42
-25.00	50.87	119.65
-20.00	68.49	121.65
-15.00	83.30	122.51
-10.00	95.08	123.75
-5.00	103.64	124.26
0.00	108.87	124.48
5.00	110.66	124.42
10.00	108.97	124.07
15.00	103.82	123.35
20.00	95.23	122.25
25.00	83.34	120.51
30.00	68.29	115.44

Tabela C-3.1

POTENCIA = 216656.250 (W) FLUXO MECANICO = 16.368 (WATT/CM²)
 FATOR DE FLUXO K = 2.500 TEMP ENTRA = 30.000 (C)
 VELOCIDADE = 55.00 (CM/S) FLUXO A = 25.00 X 10 E12(N/CM² S)

CFEENACA Z	TEMPERAT AGUA (C)	TEMPERAT PAREDE (C)	TEMPERAT EBULICAO (C)
-30.00	30.90	30.95	115.02
-25.00	30.80	56.76	121.72
-20.00	32.05	78.62	124.15
-15.00	36.60	96.60	125.71
-10.00	41.20	110.66	126.82
-5.00	46.55	120.73	127.45
0.0	52.25	126.71	127.71
5.00	56.03	128.56	127.60
10.00	63.38	126.21	127.12
15.00	67.55	115.68	126.24
20.00	71.54	108.98	124.82
25.00	73.75	94.16	122.53
30.00	74.55	75.30	116.04

Tabela C-3.2

POTENCIA = 216656.250 (W) FLUXO MECIC = 16.368 (WATT/CM 2)
 FATOR DE FLUXO K = 2.500 TEMP ENTR = 30.000 (C)
 VELOCIDADE = 55.50 (CM/S) FLUXO N = 25.00 X 10 E12(N/CM2 S)

GRANCA Z	TEMPERAT AGUA (C)	TEMPERAT PAREDE (C)	TEMPERAT EQUILIBAO (C)
-30.00	30.54	30.54	115.02
-25.00	36.75	56.59	121.72
-20.00	33.02	78.31	124.15
-15.00	36.54	96.19	125.77
-10.00	41.10	110.18	126.82
-5.00	46.41	120.18	127.45
0.00	52.05	126.13	127.71
5.00	57.76	127.95	127.60
10.00	62.06	125.60	127.13
15.00	67.65	119.09	126.24
20.00	71.16	108.42	124.82
25.00	73.35	93.67	122.52
30.00	74.15	74.90	116.04

Tabela C-3.3

POTENCIA = 216656.250 (W) FLUXO MEDIO = 16.368 (WATT/CM²)
 FATOR DE FLUXO K = 2.500 TEMP ENTR = 30.000 (C)
 VELOCIDADE = 56.00 (CM/S) FLUXO N = 25.00 X 10 E12(N/CM² S)

GRADUADA Z	TEMPERAT AGUA (C)	TEMPERAT PAREDE (C)	TEMPERAT EBULICAO (C)
-30.00	30.00	30.93	115.92
-25.00	20.75	56.41	121.72
-20.00	33.00	78.01	124.15
-15.00	26.48	95.79	125.77
-10.00	41.00	109.69	126.62
-5.00	46.26	119.64	127.45
0.0	51.90	125.55	127.71
5.00	57.53	127.35	127.60
10.00	62.75	125.00	127.12
15.00	67.31	118.50	126.24
20.00	70.60	107.88	124.82
25.00	73.01	93.19	122.52
30.00	73.75	74.50	116.04

Tabela C-3.4

POTENCIA = 216658,250 (W) FLUXO PÉDICO = 16,368 (WATT/CM²)
 FATOR DE FLUXO K = 2,500 TEMP ENTR = 30,000 (C)
 VELOCIDADE = 56,50 (CM/S) FLUXO A = 25,00 X 10¹²(N/CM² S)

OPCENADA Z	TEMPERAT AGUA (C)	TEMPERAT PAREDE (C)	TEMPERAT EPULICAC (C)
-30,00	30,00	30,93	115,02
-25,00	30,78	56,24	121,72
-20,00	32,57	77,71	124,15
-15,00	36,42	95,39	125,77
-10,00	40,90	109,22	126,82
-5,00	46,11	119,11	127,45
0,0	51,70	124,98	127,71
5,00	57,25	126,76	127,60
10,00	62,50	124,41	127,13
15,00	66,58	117,93	126,24
20,00	70,43	107,34	124,82
25,00	72,62	92,71	122,52
30,00	72,41	74,11	116,04

Tabela C-3.5

POTENCIA = 216658.250 (W) FLUXO MEDIO = 16.368 (WATT/CM²)
 FATOR DE FLUXO K = 2.500 TEMP ENTR = 30.000 (C)
 VELOCIDADE = 57.00 (CM/S) FLUXO N = 25.00 X 10 E12(N/CM² S)

CREENACA Z	TEMPERAT AGUA (C)	TEMPERAT PAREDE (C)	TEMPERAT EBULICAO (C)
-30.00	30.00	30.92	115.02
-25.00	30.77	56.07	121.72
-20.00	32.54	77.41	124.15
-15.00	36.37	95.00	125.77
-10.00	40.81	108.75	126.82
-5.00	45.97	118.59	127.45
0.00	51.51	124.42	127.70
5.00	57.05	126.18	127.60
10.00	62.21	123.83	127.13
15.00	66.66	117.36	126.24
20.00	70.06	106.81	124.82
25.00	72.25	92.24	122.52
30.00	73.02	73.72	116.04

Tabela C-0.6

POTENCIA = 210658,250 (W) FLUXO MECIC = 16,368 (WATT/CM 2)
 FATOR DE FLUXO K = 2,500 TEMP ENTR = 30,000 (C)
 VELOCIDADE = 62,50 (CM/S) FLUXO A = 25,00 X 10 E12(N/CM2 S)

CFEENACA Z	TEMPERAT AGLA (C)	TEMPERAT PAREDE (C)	TEMPERAT ERULICAC (C)
-30,00	30,00	30,86	115,02
-25,00	30,70	54,35	121,71
-20,00	32,68	74,42	124,18
-15,00	35,81	91,01	125,77
-10,00	39,86	104,00	126,81
-5,00	44,57	113,27	127,44
0,0	49,62	118,72	127,70
5,00	54,67	120,28	127,60
10,00	59,26	117,92	127,12
15,00	63,43	111,64	126,22
20,00	66,55	101,48	124,81
25,00	66,52	87,53	122,52
30,00	65,24	69,90	116,04

Gráfico C-1.1

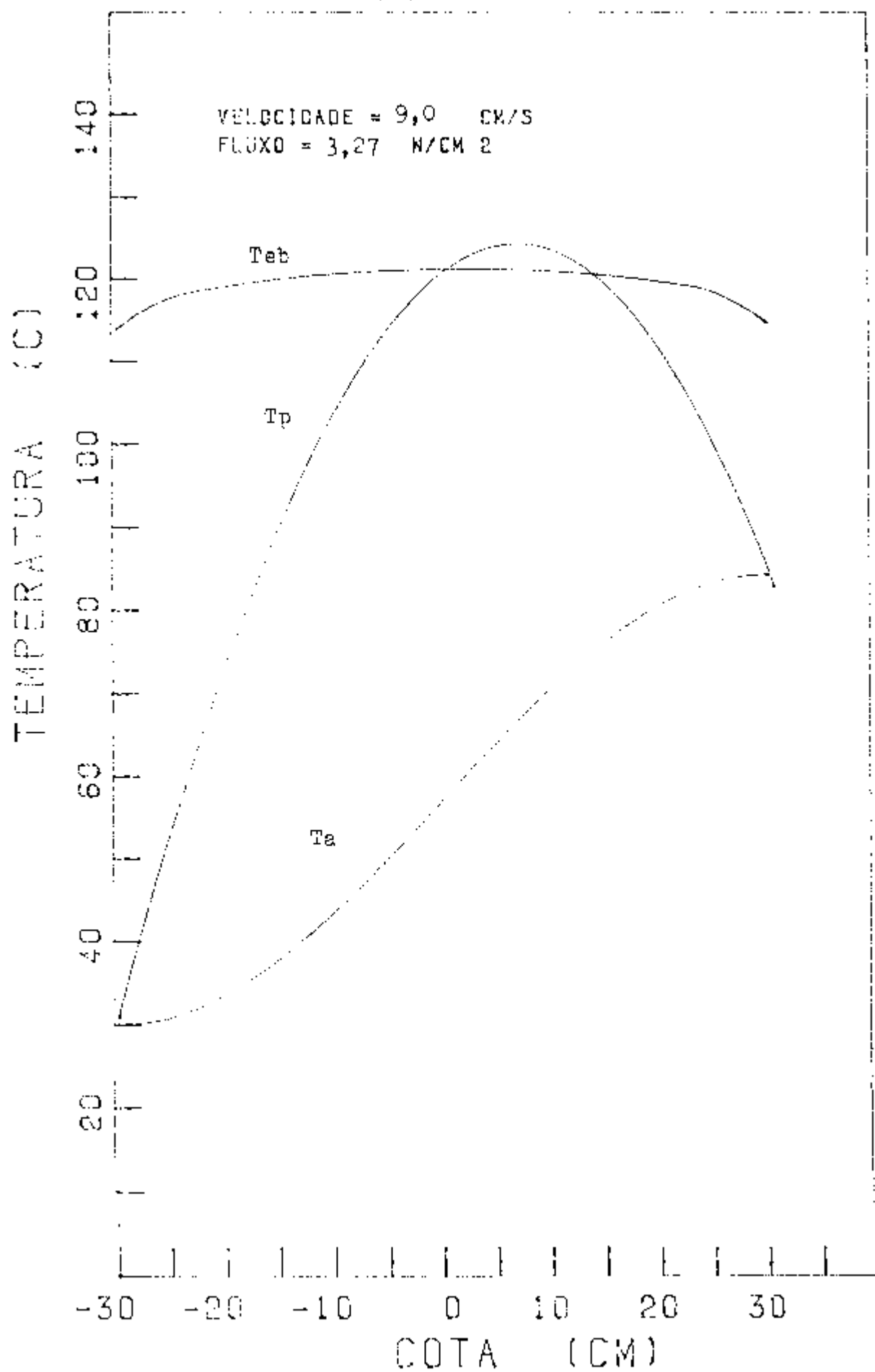


Gráfico C-1.2

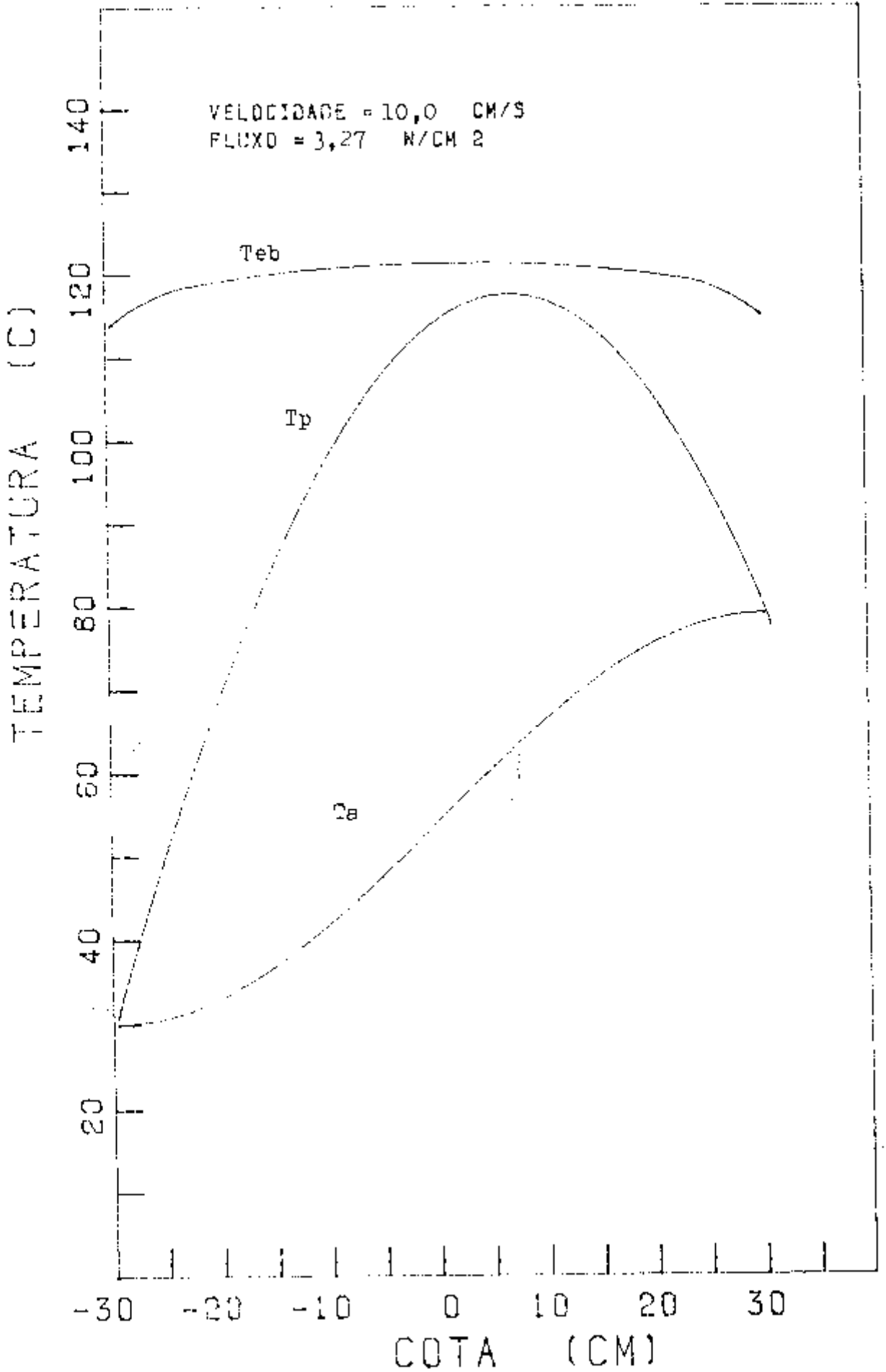
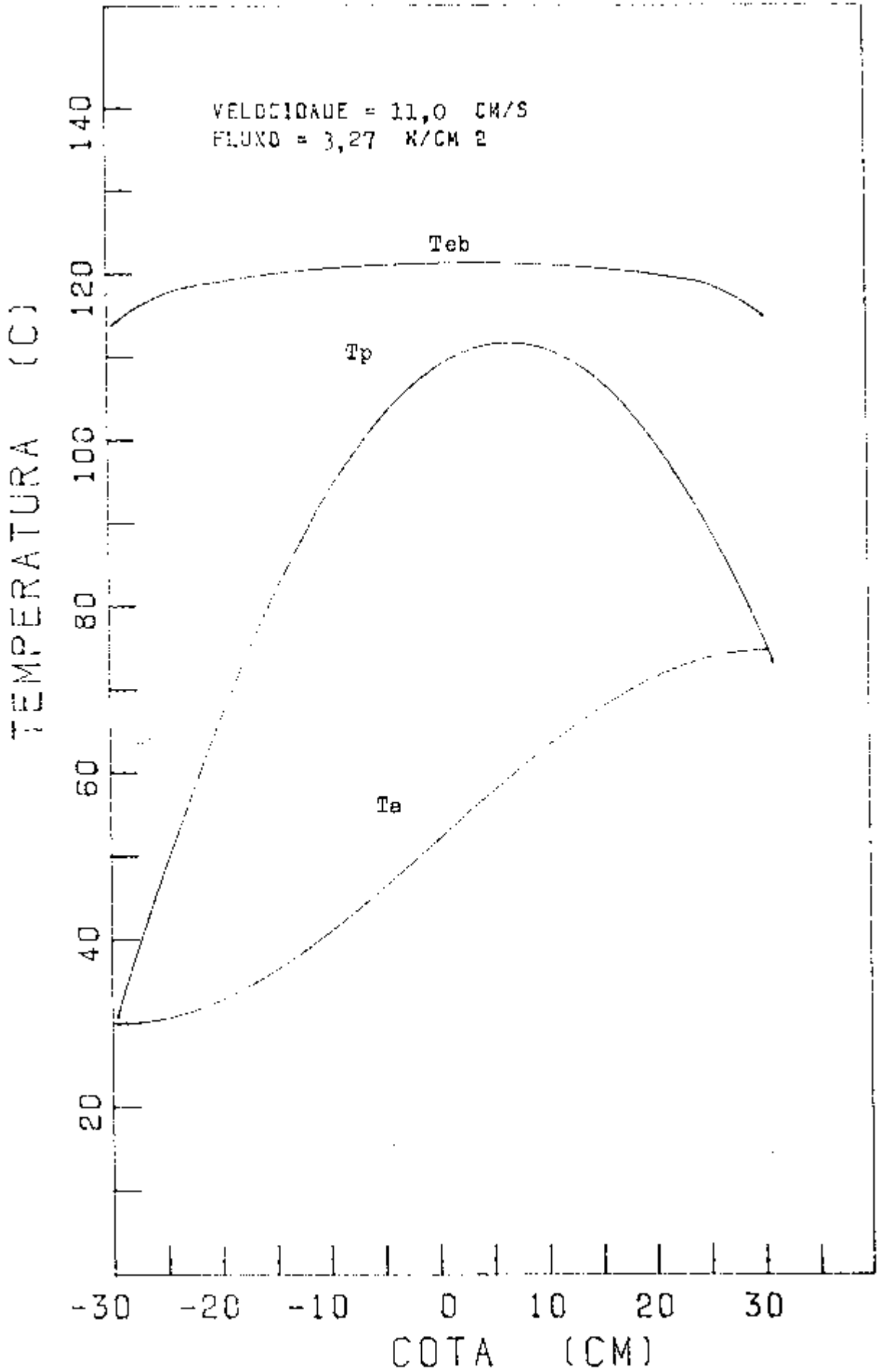


Gráfico C-1.3



INSTITUTO DE PESQUISAS TECNOLÓGICAS DA USP

Gráfico C-2.1

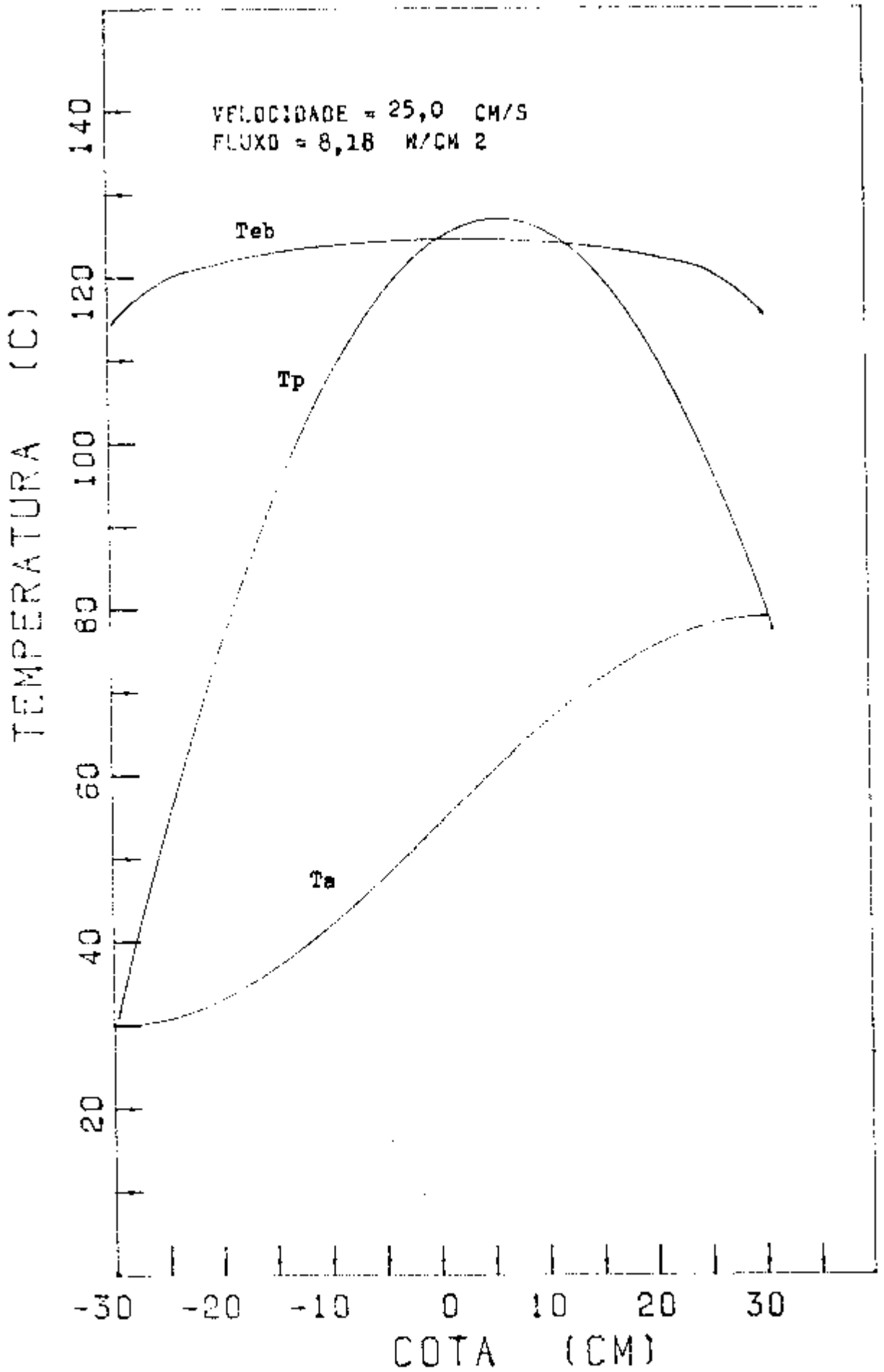


Gráfico C-2.2

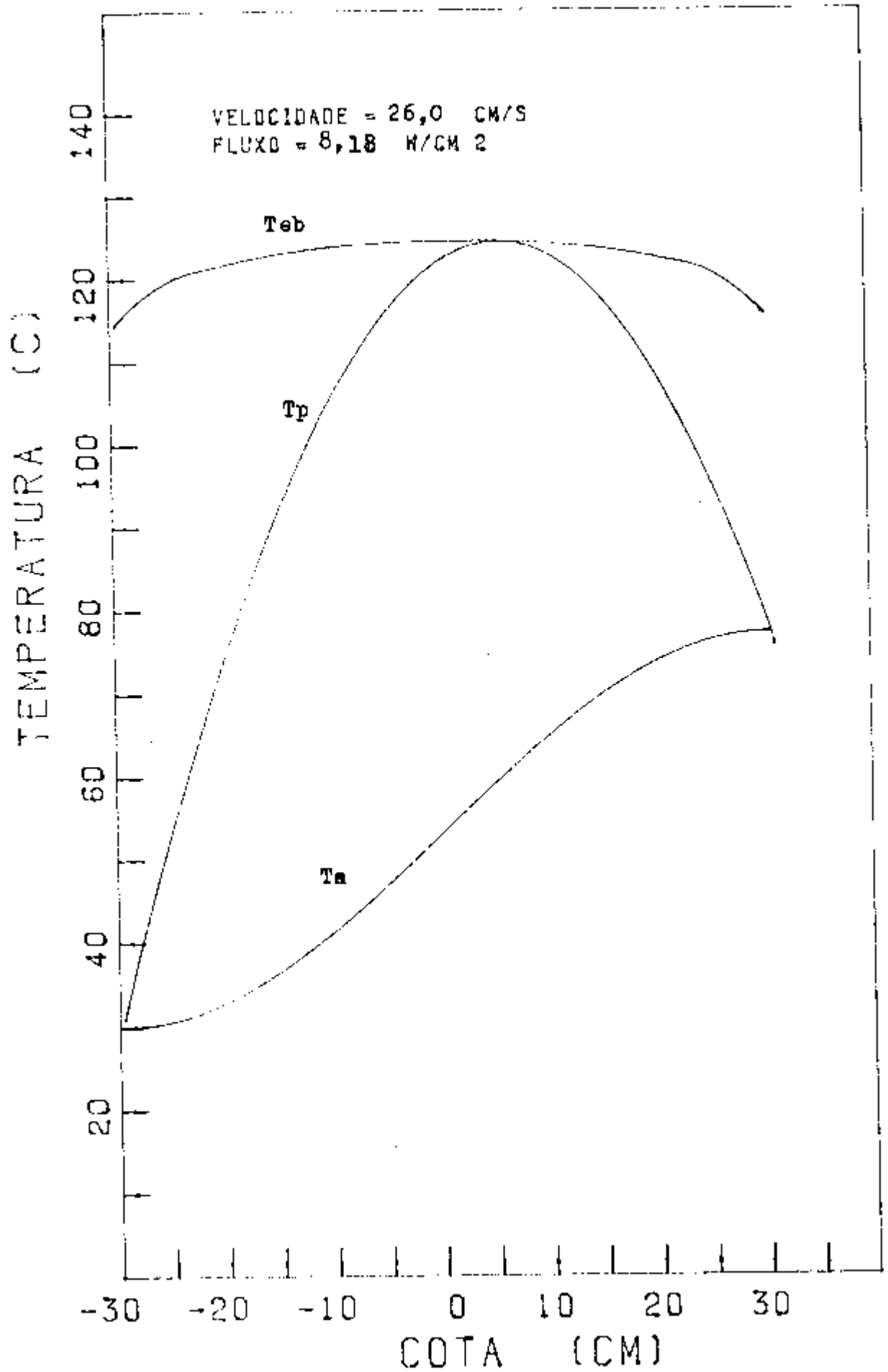


Gráfico C-2.3

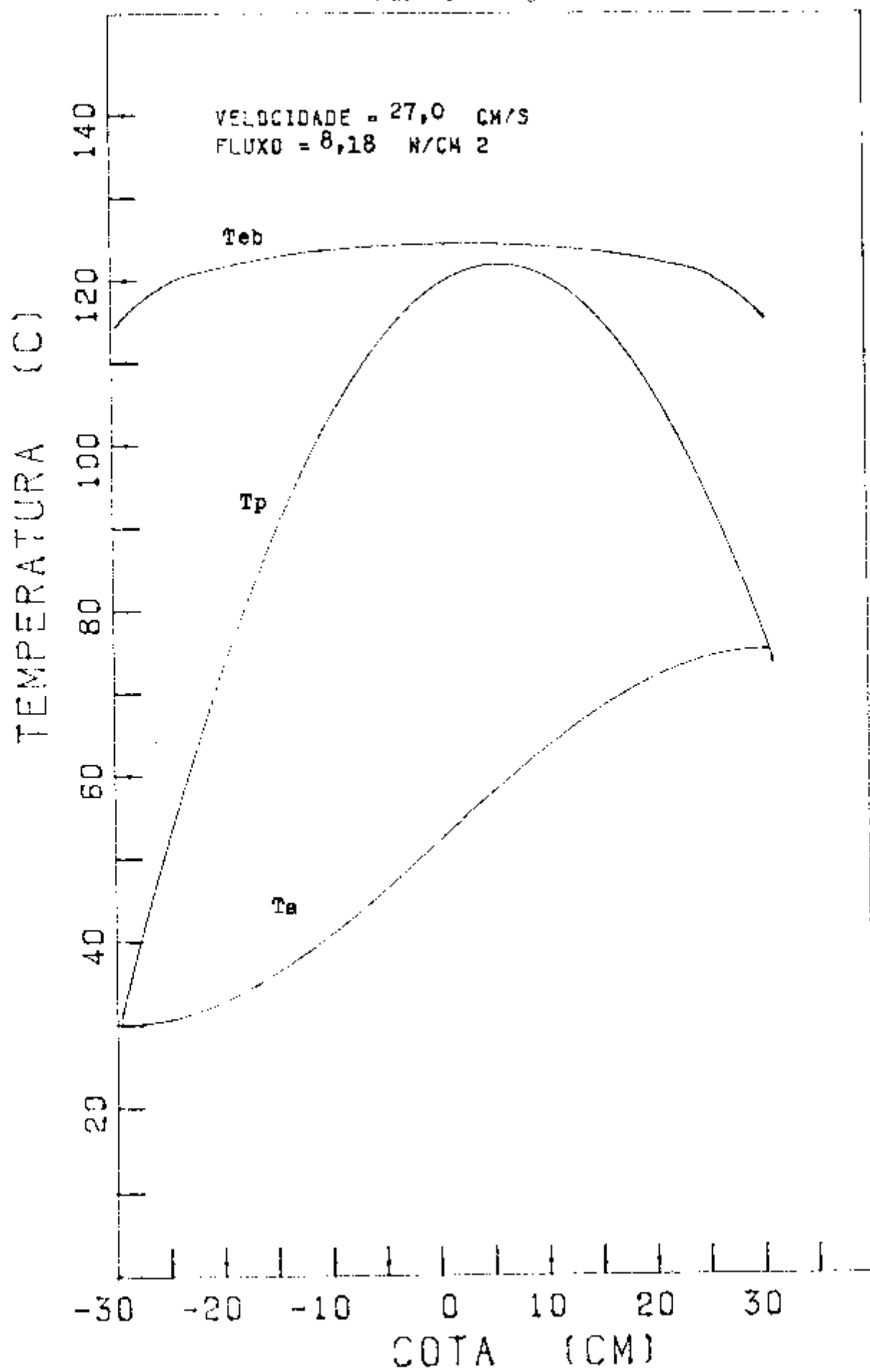


Gráfico C-3.1

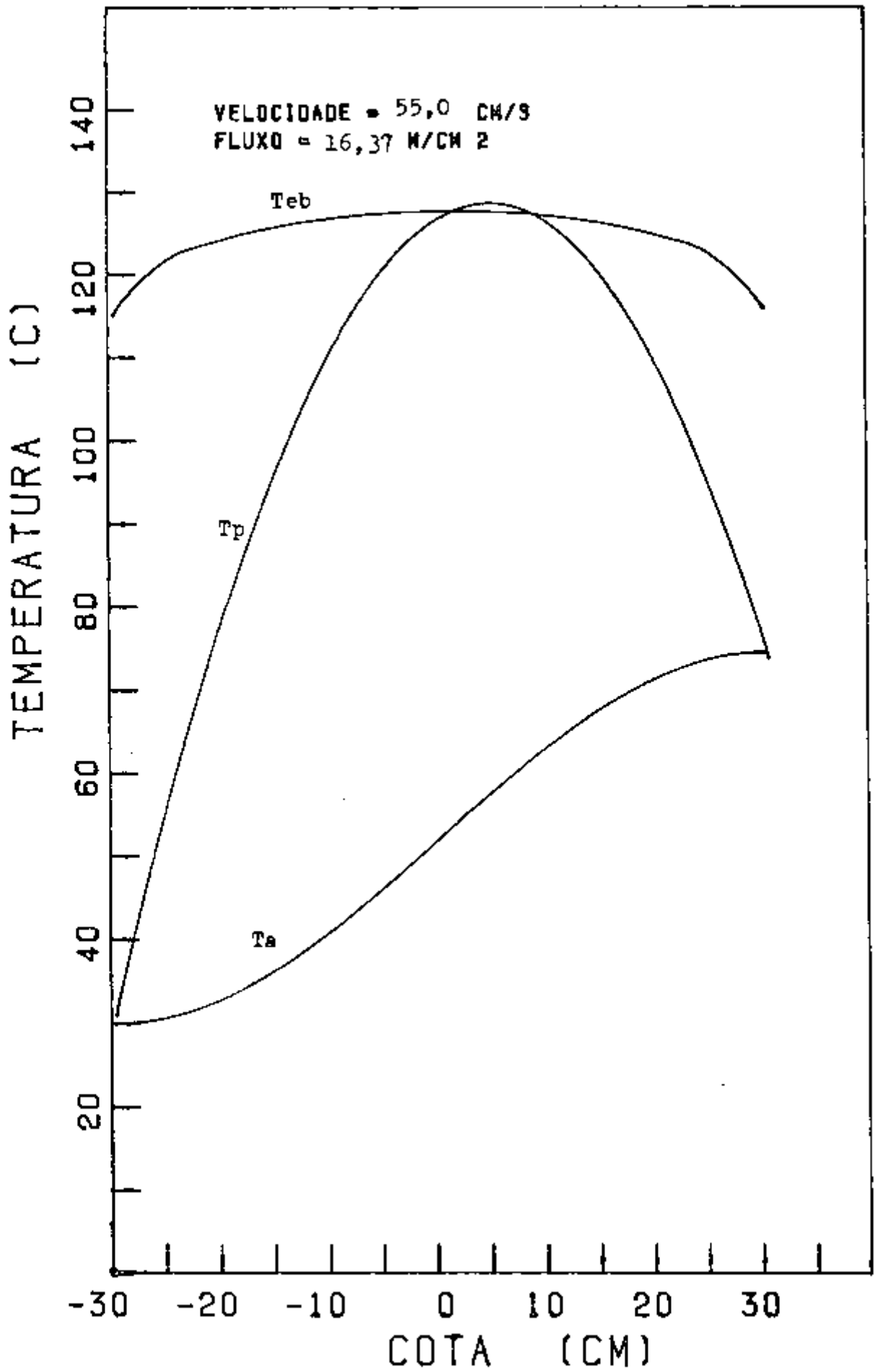
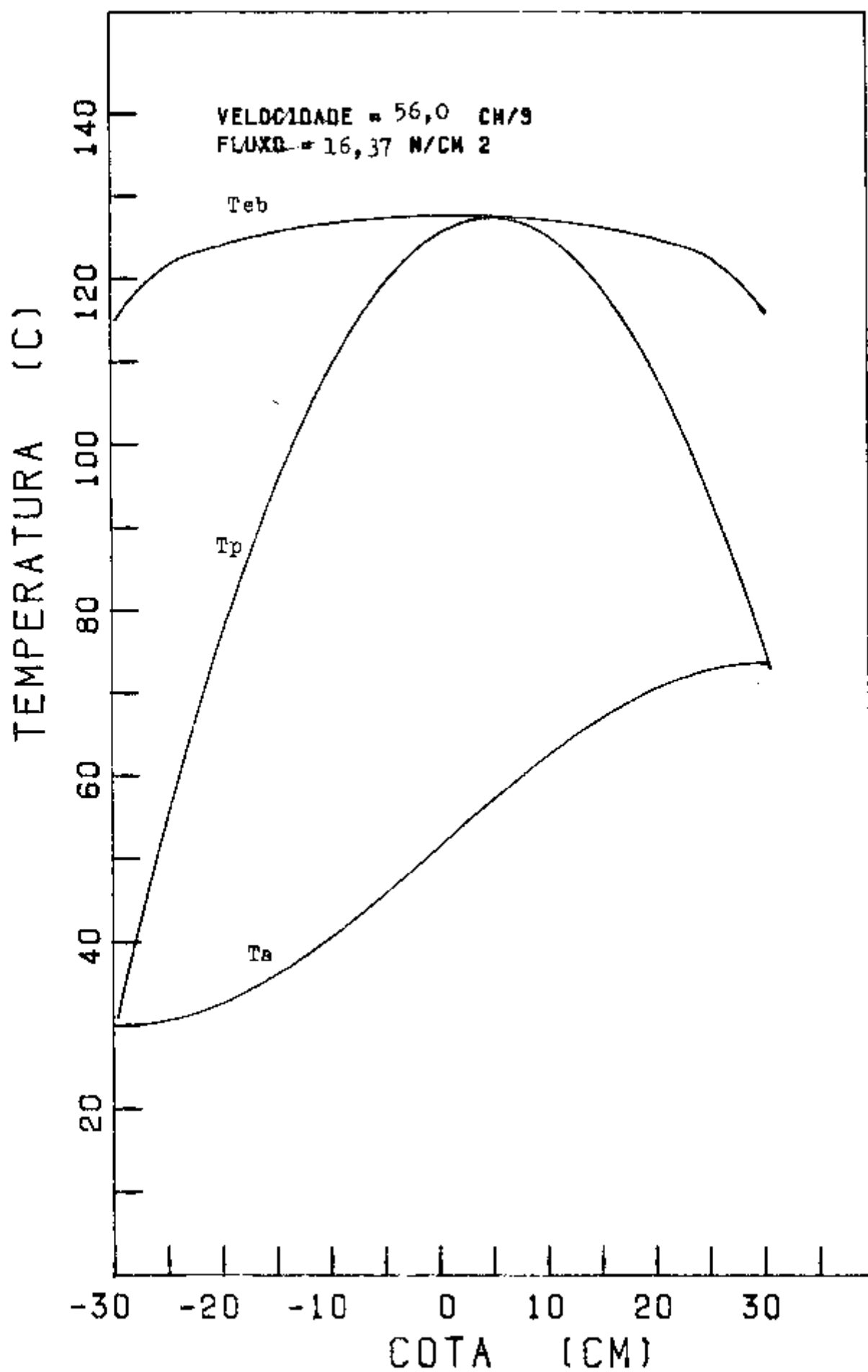
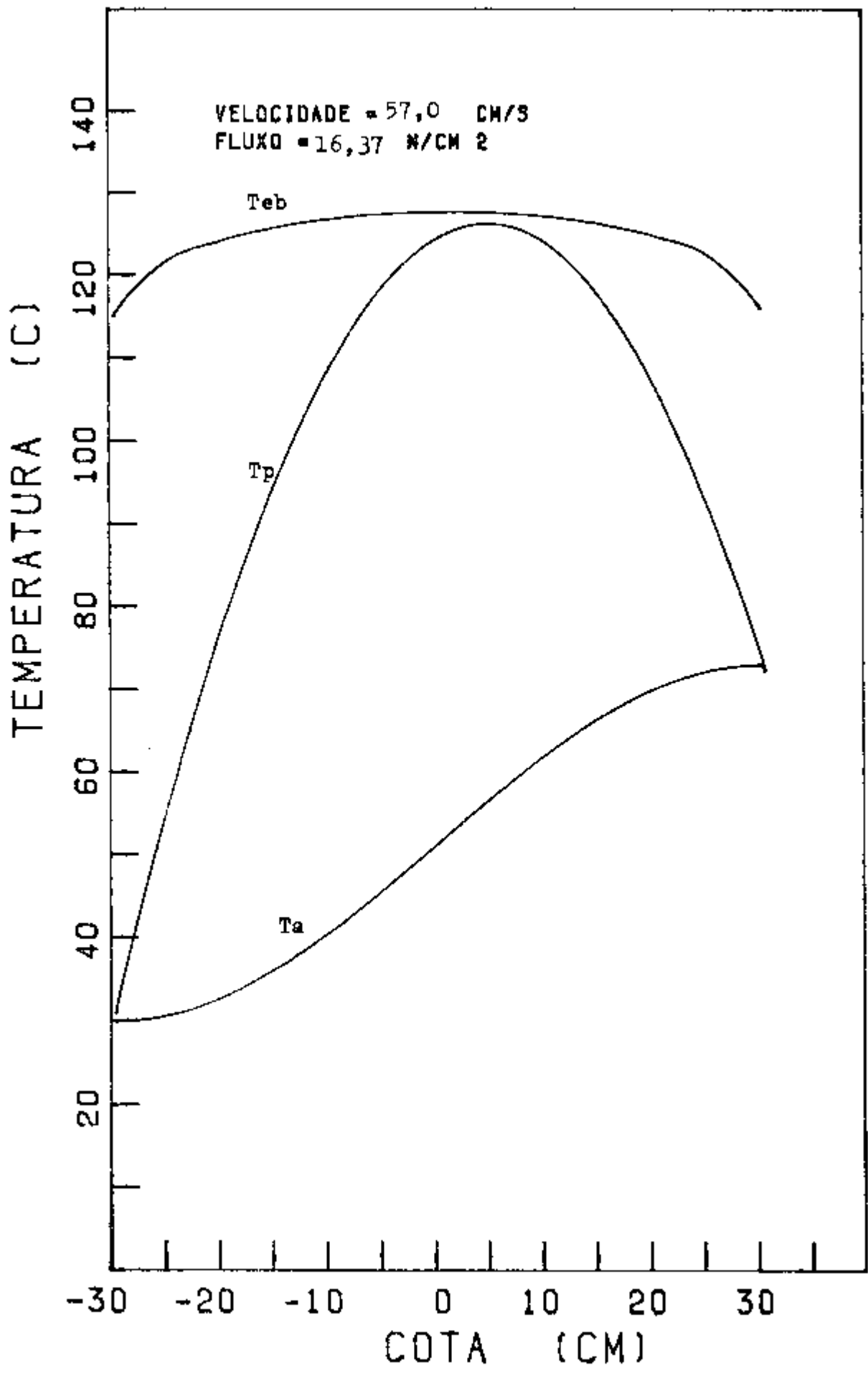
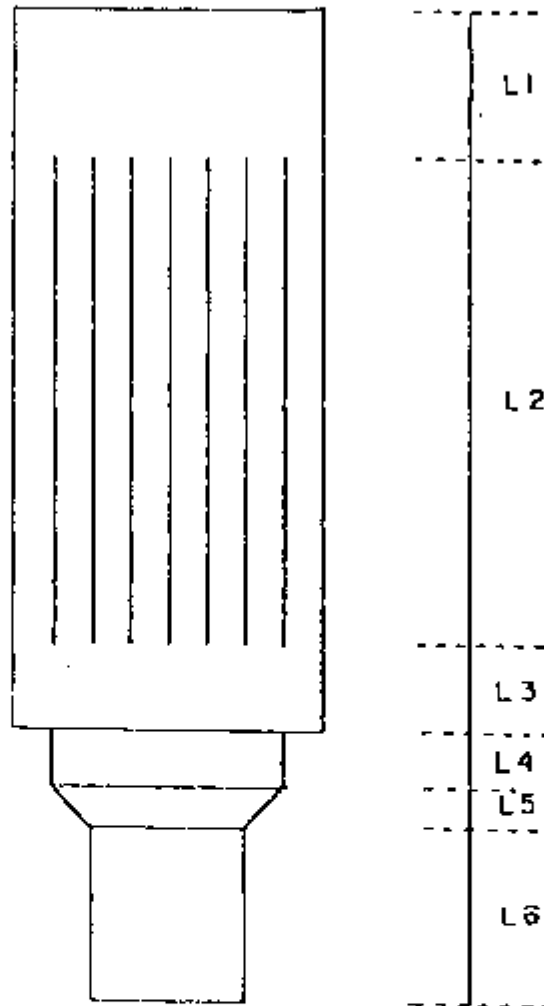


Gráfico C-3.2





Comprimentos, secções e diâmetros hidráulicos de um elemento combustível normal.



L (cm)	S (cm ²)	Dh (cm)
L1= 5,08	S1= 48,5	D1= 6,96
L2= 62,55	S2= 32,77	D2= 0,56
L3= 2,54	S3= 48,5	D3= 6,96
L4= 2,54	S4= 31,67	D4= 6,35
L5= 1,905	S5= 25,65	D5= 5,71
L6= 12,7	S6= 20,27	D6= 5,08

APENDICE E

Dados experimentais: Medidas de temperatura do refrigerante, água, através do caroço do reator.

Para a obtenção destes resultados, utilizou-se o simulacro de um elemento combustível como suporte para três termopares tipo T, de cobre-constantan.

Este elemento foi colocado na posição 37 da placa matriz, junto aos elementos combustíveis.

Como monitor de temperatura utilizou-se um registrador de temperatura multipontos, marca Honeywell modelo Eletronik, para termopares tipo T. Para interligação entre os termopares e o registrador foi utilizado um fio de compensação, do mesmo material dos termopares.

Os resultados obtidos foram os seguintes:

T1	T2	T3
31,4	33,0	34,0
30,0	31,5	32,2
28,7	30,5	31,3
28,0	29,5	30,4
27,8	29,2	30,3
26,7	28,3	29,1
25,0	26,5	27,5

onde:

T1 = temperatura ($^{\circ}\text{C}$) no topo das placas do elemento combustível.

T2 = temperatura ($^{\circ}\text{C}$) no meio do elemento combustível.

T3 = temperatura ($^{\circ}\text{C}$) na parte inferior das placas do elemento combustível.

Estes resultados experimentais foram obtidos com a potência do reator em 2MW e a vazão do circuito primário em 636 m³/h.

Podemos dizer que a vazão efetiva que passa pelo caroço do reator é aproximadamente 93% da vazão total, passando os restantes 3% pelos elementos de irradiação e por fora da placa matriz.

Sabendo-se que:

$A_e = 858 \text{ cm}^2$ (vide Apendice D e Fig. 2.7) = area de escoamento

$v_a = 636 \times 0,97 = 618 \text{ m}^3/\text{h}$ = vazão volumetrica

pode-se calcular a velocidade de escoamento da água:

$$V_e = v_a / A_e$$

$$V_e = \frac{618 \text{ m}^3/\text{h}}{858 \times 10^{-4} \text{ m}^2 \times 3600 \text{ s/h}} \quad V_e = 200 \text{ cm/s}$$

Utilizando-se a equação 2.12 com $V_e = 200 \text{ cm/s}$ e a potência do reator 2MW para diversas temperaturas de entrada, obtemos as curvas (linhas continuas) da Fig. E-1.

Para podermos comparar a teoria empregada com os resultados experimentais, foram colocados nesta mesma figura os pontos (X) que representam T1, T2 e T3, obtidos na leitura de temperaturas por meio dos termopares.

Pode-se notar então, a pequena discordância existente entre a teoria e os resultados experimentais.

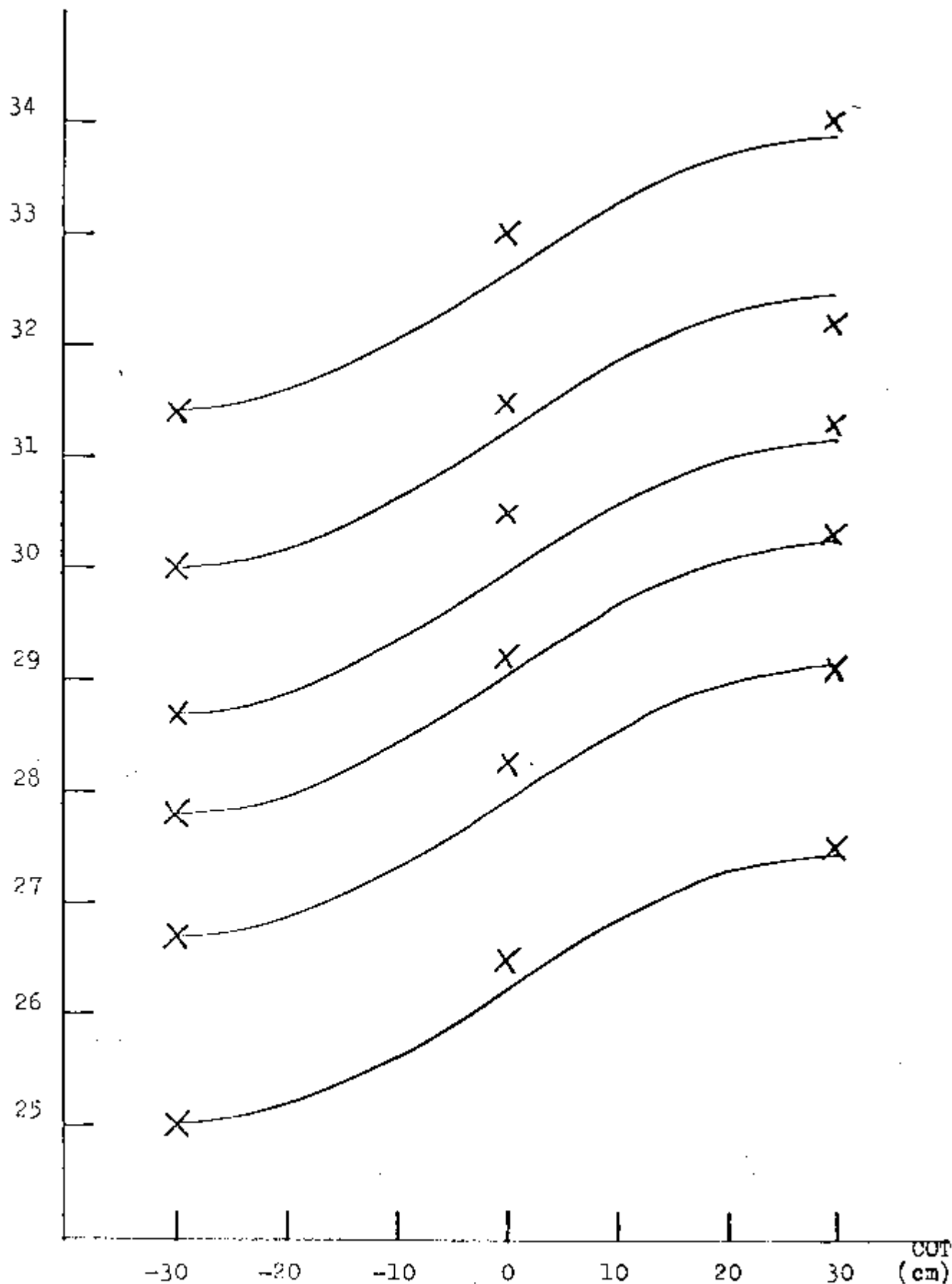


Fig. E-1 Distribuição da temperatura da água através do caroço do reator.
 Traço contínuo: Distribuição teórica.
 X : Medida experimental.

C O N C L U S ã O

Observando-se a figura E-1, verificamos que existe uma grande concordância entre as medidas experimentais realizadas no caroço do reator e as curvas teóricas cujas equações foram desenvolvidas neste trabalho.

Mostrou-se desta forma que o modelo utilizado neste trabalho pode ser utilizado em projetos de dispositivos de irradiação, onde teremos o controle sobre a vazão do refrigerante e conseqüentemente o controle sobre a temperatura no elemento combustível a ser ensaiado.

Conhecendo-se com precisão o perfil do fluxo de neutrons térmicos e desenvolvendo-se um programa de computador mais sofisticado, poderemos desenvolver dispositivos que simulem as condições existentes em um reator à água pressurizada.

BIBLIOGRAFIA

1. AGERON, P. ; FABREGA, S. ; SKOK, J. Siloe. Reacteur piscine de recherches de puissance superieure a 10 MW. : Hydraulique et thermique. Grenoble, Centre d'Etudes Nucleaires de Grenoble, 1963. [Congres sur l'utilisation des reacteurs de recherches. São Paulo - 4 au 8 novembre 1963].
2. BAAS, C. ; DELCROIX, V. ; JACQUEMAIN, M. ; MAROUBY, R. ; MEURNIER, C. ; DE ROBIEN, E. ; ROSSILON, F. Rapport de surete de Melusine apres augmentation de puissance a 4 MW. Grenoble, Commissariat a L'Energie Atomique, 1967. (CEA-R 3131).
3. BREANT, P. ; GRAF, J.J. ; MARFAING, R.J. ; ZECEVIC, W. Utilisation du reacteur de recherche Osiris pour les etudes du comportement du combustible dans des conditions accidentelles. Saclay, Centre d'Etudes Nucleaires de Saclay, 1975. [Communication présentée à la Première Conférence Nucléaire Européenne. Centre International de Paris, 21 - 25 avril 1975].
4. BULLOCK, J.B. Calculation of maximum fuel cladding temperature for two megawatt operation of the Ford Nuclear Reactor. Ann Arbor, The University of Michigan, 1962. (Memorandum Report N° 1).

5. CINTRA FILHO, J.S. Contribuição à solução dos problemas de transferência de calor em dutos de seção retangular. São Paulo, Instituto de Energia Atômica, 1976. (IEA Diss-010).
6. DIEGUES, J.A.D. Alguns problemas de hidrodinâmica e convecção de calor em reatores de potência, segundo aulas do Dr. W.R.Gambill. São Paulo, Instituto de Energia Atômica, 1969. (IEA Inf- 012).
7. EL-WAKIL, M.M. Nuclear heat transport. Scranton, International Textbook, 1971.
8. GAMBILL, W.R. & BUNDY, R.D. HFIR - Heat-transfer studies of turbulent waterflow in thin rectangular channels. Oak Ridge, Oak Ridge National Laboratory, 1961. (ORNL-3079).
9. GLASSTONE, S. Principles of nuclear reactor engineering Princeton, Van Nostrand, 1955.
10. JACQUEMAIN, M. Refonte de Melusine - Augmentation de puissance. Grenoble, Commissariat à l'Énergie Atomique, 1965. (G/Pi 347-1123/65).
11. KREITH, F. Principles of heat transfer. Scranton, International Textbook, 1965.

12. LAFAY, J. Flux maximum admissible dans le canal chaud en évitant l'ébullition locale. Grenoble, Centre d'Etudes Nucléaires de Grenoble, 1963. (Note TT n°149)
13. LAFAY, J. Formules utilisables pour le calcul thermique d'un réacteur de recherche refroidi à l'eau. Grenoble, Centre d'Etudes Nucléaires de Grenoble, 1964. (Note TT n° 167).
14. LAFAY, J. Formules de transfert de chaleur dans une cellule. Démonstration de quelques résultats de la Note TT n° 167. Grenoble, Centre d'Etudes Nucléaires de Grenoble, 1964. (Note TT n° 168).
15. MARTIN, R.D. Modification of the Ford Nuclear Reactor for 10 megawatts operation. Ann Arbor, The University of Michigan, 1963.
16. MERCHIE, F. Etude thermique de l'augmentation de puissance de Siloe. Grenoble, Centre d'Etudes Nucléaires de Grenoble, 1965. (Int/Pi 760-1314/65).
17. MERCHIE, F. Evolution des flux neutronique et thermique dans les éléments combustibles en fonction de l'irradiation. Grenoble, Centre d'Etudes Nucléaires de Grenoble, 1967. (Int/Pi 713-07/67).

18. MEUNIER, C. Calcul du taux de combustion des éléments combustibles de Melusine et Siloe. Grenoble, Centre d'Etudes Nucleaires de Grenoble, 1964. (Note Siloette N° 3, Int/Pi 903-22/64).
19. MIRSHAK, S. & DURANT, W.S. Heat flux at burnout. Aiken, E.I. Du Pont de Nemours and Co., 1959. (DP-355)
20. PILE MELUSINE. ETUDE DES TEMPERATURES MAXIMA ATTEINTES DANS LE COEUR EN CAS DE DISJONCTION DES POMPES. Grenoble, Société Grenobloise d'Etudes et d'Applications Hydrauliques, 1958. (SOGREAH R-4709)
21. RELATÓRIO DE ANÁLISE DE SEGURANÇA DO IEAR-1 MODIFICADO. São Paulo, Instituto de Energia Atômica, 1974.
22. REXNER, C. ; DIAS, M.S. ; ORTEGA, A. Flux measurements of thermal and fast neutrons at locations available for sample irradiation in the IEAR-1 facility. São Paulo, Instituto de Energia Atômica, 1976. (IEA Pub-456)
23. SEMERIA, R. & VERNIER, P. Experimentations effectuees par les laboratoires du CEN/G autour des reacteurs Siloe et Melusine: Problemes speciaux de transferts thermiques. Grenoble, Centre d'Etudes Nucleaires de Grenoble, 1963. | Congres sur l'utilisation des reacteurs de recherches. São Paulo- 4 au 8 novembre 1963 |.

24. SKOK, J. Calcul des pertes de charge dans le coeur.
Grenoble, Centre D'Etudes Nucleaires de Grenoble,
1961. (Epi 61-191)
25. STANDARD FUEL ELEMENT. New Haven, United Nuclear
Corporation, 1967. (Drawing N° D-4000000)
26. TOP PLAN AND ELEVATION FOR POOL REATOR. New York, The
Babcock & Wilcox Co., 1956. (Dwn N° 41124 &
N° 41127)
27. VERNIER, Ph. & FOURNIER, J. Calcul de la temperature
de paroi au point chaud et la repartition de flux
calorifique dans le reacteurs a recherche.
Grenoble, Centre D'Etudes Nucleaires de Grenoble,
1964. (Note TT N° 171)
28. WEAST, R.C. , ed. Handbook of chemistry and physics.
53.ed. Cleveland, The Chemical Rubber Co., 1972.